

Estruturas de madeira reforçadas com compósitos

João Pedro da Costa Reis

Dissertação do MIEM

Orientador na FEUP: Prof. Marcelo Moura



Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto
Mestrado Integrado em Engenharia Mecânica

Novembro de 2013

Resumo

Tem-se observado nos últimos anos um interesse crescente pela madeira como material estrutural. As suas características mecânicas únicas aliadas ao facto de provirem de uma fonte natural e renovável, como é a floresta, tornam a sua utilização muito atractiva. Contudo, a aplicação estrutural da madeira está frequentemente condicionada pelos seus valores de rigidez e resistência que limitam, por exemplo, a aplicabilidade em vigas de grandes vãos. Esta desvantagem pode ser colmatada recorrendo a reforços com materiais compósitos de alta resistência, como é o caso do carbono-époxido (CFRP). O desenvolvimento notável dos materiais compósitos nas últimas duas décadas possibilitou a execução de soluções construtivas inovadoras nas mais variadas áreas de projecto, como, por exemplo, no reforço de estruturas de madeira.

Neste trabalho foi estudada a variação de resistência de uma viga de madeira (da espécie *Pinus Pinaster*) após a introdução de um segmento de reforço em CFRP no seu interior. Recorrendo a um modelo numérico de elementos finitos, validado experimentalmente, foram definidas as dimensões adequadas da barra de reforço de modo a maximizar o ganho de resistência e a minimizar o consumo de CFRP. Com o intuito de obter simulações fiáveis a partir do modelo numérico, procurou-se simular o comportamento da madeira recorrendo à utilização de elementos coesivos e prevendo a deformação plástica do material (fenómenos de indentação e de Zona de Processo de Fractura). Este procedimento foi orientado por observações experimentais e pelos conceitos da Teoria da Elasticidade e da Mecânica da Fractura. A boa concordância entre os resultados numéricos e experimentais permitiu definir as dimensões adequadas do reforço com algum grau de precisão.

A comparação dos resultados obtidos com os de outros trabalhos apresentados na pesquisa bibliográfica permitiu concluir que o ganho de resistência correspondente a esta solução construtiva é ligeiramente inferior à média dos valores obtidos por esses trabalhos. Concluiu-se que estes resultados podem ser melhorados recorrendo a um adesivo mais resistente, já que o modo de rotura se deveu ao descolamento da barra de reforço.

Reinforcement of wood structures with composite materials

Abstract

Interest in wood as a structural material has increased significantly in the last few years. Its exceptional mechanical characteristics and the fact that it's a renewable material are the main reasons for its application. However, the structural application of wood is frequently conditioned by its low stiffness, causing some limitations in certain types of constructions which involves beams with high spans. This difficulty might be overcome using high strength composite reinforcements, such as the Carbon Fibre Reinforced Polymer (CFRP). The great development of these materials in the last two decades led to several innovations on many project fields, such as the reinforcement of wood structures.

This work presents the study of the variation in strength of a wood beam (from the *Pinus Pinaster* species) after the installation of a CFRP bar in its interior. The dimensions of the CFRP bar were optimized through a finite element model, in order to maximize the strength gain and minimize the CFRP consumption. Efforts were made to obtain good simulations of wood behavior through the implementation of cohesive elements on the model and special elements capable of performing plastic deformation (indentation and Fracture Process Zone phenomena). All these procedures were based on experimental observations and the principles of Theory of Elasticity and Fracture Mechanics. The numerical results showed good agreement with the experimental ones. Therefore, the validation of the model was successful and the dimensions of the CFRP bar were adjusted with good precision.

The comparison between the gain of strength obtained in this work with other results found in the literature suggests that this constructive solution provides slightly lower strength gains relatively to those found on the literature. Since the failure was due to detachment of the CFRP bar, it was concluded that the results might be improved if a better adhesive is applied.

Agradecimentos

Os meus agradecimentos vão para o professor Marcelo Moura, meu orientador, pela disponibilidade e empenho que demonstrou durante a realização deste trabalho; e para o engenheiro mecânico Filipe Silva pelos conselhos e conhecimentos úteis transmitidos.

Agradeço também à técnica do INEGI Andreia Durães, por toda a ajuda prestada na realização dos ensaios experimentais.

Finalmente, agradeço à minha família e amigos que me acompanharam durante o curso.

Índice de conteúdos

1	Introdução	1
2	Revisão bibliográfica	5
2.1	Teoria da Elasticidade.....	5
2.2	Conceitos da Mecânica da Fractura.....	8
2.2.1	Mecânica da Fractura Linear Elástica.....	9
2.2.2	Mecânica da Fractura Não Linear.....	12
2.2.3	Métodos numéricos aplicados à fractura interlaminar.....	13
2.2.3.1	Modelo coesivo baseado em Elementos Finitos de Interface	13
2.3	A madeira como material estrutural	17
2.3.1	Comportamento mecânico da madeira	20
2.4	Materiais compósitos.....	23
2.4.1	Comportamento estrutural e aplicações	27
2.5	Ligações coladas - adesivos estruturais.....	30
2.5.1	Interação dos materiais compósitos com a madeira	34
2.6	Soluções construtivas no reforço de estruturas de madeira.....	37
2.6.1	Estudo comparativo das soluções construtivas apresentadas.....	51
2.7	Ensaio mecânicos	55
3	Trabalhos realizados	57
3.1	Geometria e fabricação dos provetes	57
3.2	Simulação numérica.....	60
3.2.1	Construção do modelo.....	60
3.2.2	Resultados.....	65
3.3	Análise experimental.....	85
3.3.1	Montagem do ensaio	85
3.3.2	Resultados.....	87
3.3.2.1	Vigas de madeira não reforçadas	87
3.3.2.2	Vigas de madeira reforçadas	88
3.3.3	Comparação dos resultados experimentais com os resultados numéricos	95
3.4	Validação do modelo numérico	97
3.5	Estudo do efeito da variação da largura da barra de reforço	113
3.5.1	Ajuste da largura L no modelo LC200H1	118
3.6	Estudo da variação conjunta de L e LC	120
3.7	Estudo dos efeitos de plasticidade localizada	123
3.7.1	Indentação	123
3.7.2	Zona de Processo de Fractura	131
4	Discussão dos resultados obtidos.....	135
5	Conclusões e trabalhos futuros.....	141
6	Referências e bibliografia.....	145

Índice de figuras

Figura 1.1 – Ponte Quinta do Lago. Algarve, Portugal.....	1
Figura 1.2 – Área de descanso. Tróia, Portugal.....	2
Figura 1.3 – Centro Cultural de São Pedro do Rio Seco. Almeida, Portugal.	2
Figura 1.4 – Piscinas da Portela. Lisboa, Portugal.	2
Figura 1.5 - Solução construtiva adoptada. a) Vista da secção; b) Vista isométrica da face inferior.	4
Figura 2.1 - Estado de tensão tridimensional num elemento de volume sólido (Moura, et al., 2005).	6
Figura 2.2 – Representação gráfica da relação $C=f(a)$ (Castro, et al., 1986).....	11
Figura 2.3 - Modos de propagação de uma fenda (Moura, et al., 2005).	11
Figura 2.4 - Modelo de Dugdale.....	12
Figura 2.5 - Modelo de Barenblatt.....	12
Figura 2.6 - Elemento de interface tridimensional de 8 nós (Camanho, et al., 2003).....	14
Figura 2.7 - Modelo de dano representado pela relação tensão/deformação relativos aos modos puros I, II e III (Moura, et al., 2005).....	15
Figura 2.8 - Modelo de dano representado pela relação tensão/deformação relativos para o modo misto I, II e III (Oliveira, et al., 2009).....	16
Figura 2.9 - Planos de corte possíveis no tronco de uma árvore (Louzada & Silva, s.d.).	18
Figura 2.10 - Secção transversal do tronco de uma árvore. A - Câmbio; B - Casca inferior; C - Casca exterior; D - Lenho activo (borne); E - Lenho inactivo (cerne); F - Medula; F - Raios.....	18
Figura 2.11 - Representação do lenho e inicial final na madeira de pinheiro bravo.....	19
Figura 2.12 – Direções principais de simetria da madeira (Moura, et al., 2009).	21
Figura 2.13 - Sistemas de propagação de fendas para a madeira (Moura, et al., 2009).	21
Figura 2.14 - Curvas força/deslocamento obtidas por um ensaio de flexão em três pontos para vigas de madeira reforçadas com materiais compósitos em fibra de carbono (Plevris & Triantafillou, 1992).	22
Figura 2.15 - Esquematização de um material compósito fibroso.....	24
Figura 2.16 - Compósito laminado unidirecional, com indicação das direcções principais adoptadas.	25
Figura 2.17 - Esquematização dos laminados multidireccionais (MD) (Reddy, 1997).	26
Figura 2.18 - Arranjos possíveis para as fibras de compósitos laminados (Reddy, 1997).	26
Figura 2.19 - Provete usado para o teste DCB (Morais, et al., 2002).	29
Figura 2.20 - Interação dos mecanismos de fractura intra e interlaminar num compósito (Camanho, et al., 2003).	29
Figura 2.21 - Disciplinas envolvidas na "ciência" da adesão (Silva, et al., 2007).....	31
Figura 2.22 - Divisão de uma junta adesiva em cinco regiões (Silva, et al., 2007).	32
Figura 2.23 - Classificação dos adesivos segundo o desempenho (Moura, et al., 2005).	33

Figura 2.24- Representação esquemática dos diferentes modos de rotura em juntas coladas (Moura, et al., 2005).	34
Figura 2.25 - Montagem das amostras de FRP à exposição dos fungos: A - blocos de madeira " <i>Southern yellow pine</i> "; B - compósito FRP; C - introdução de fungos; D – solo (Tascioglu, et al., 2002).	35
Figura 2.26 - Ensaio de flexão em três pontos de acordo com a norma ASTM D2344 (Tascioglu, et al., 2002). ..	36
Figura 2.27 - À esquerda: crescimento de fungos na interface fibra-matriz; à direita: ampliação da zona assinalada na figura da esquerda (Tascioglu, et al., 2002).	36
Figura 2.28 – Fotografia do provete de ensaio (Plevris & Triantafillou, 1992).	39
Figura 2.29 – Solução construtiva adoptada por (Plevris & Triantafillou, 1992) no reforço de vigas de madeira. .	39
Figura 2.30 – Relação de tensão-deformação segundo o modelo de Bazan-Buchanan para a madeira (Plevris & Triantafillou, 1992).	39
Figura 2.31 – Curvas de momento/curvatura para diferentes valores de ρ_{fc} (valores normalizados) (Plevris & Triantafillou, 1992).	40
Figura 2.32 – Evolução da ductilidade em função de ρ_{fc} (Plevris & Triantafillou, 1992).	40
Figura 2.33 – Evolução da rigidez à flexão em função de ρ_{fc} (Plevris & Triantafillou, 1992).	40
Figura 2.34 – ρ_{fc}^* em função das propriedades do compósito e da madeira (Plevris & Triantafillou, 1992).	41
Figura 2.35 – Curvas força/deslocamento obtidas no trabalho de (Plevris & Triantafillou, 1992).	41
Figura 2.36 - Curvas força/deslocamento obtidas por um ensaio de flexão em três pontos (700mm de vão) realizado no trabalho de Triantafillou & Deskovic (1992). Dimensões da secção de madeira: 30x40mm ² ; dimensões da secção de CFRP: 30x1mm ² ($\rho_{fc}=0.025$).	42
Figura 2.37 – a) Solução construtiva adoptada; b) Secção transversal da viga reforçada (Triantafillou, 1998).	43
Figuras 2.38a e 2.36b – Resistência ao corte normalizada para vigas reforçadas em função de ρ_{frp} , sendo V o esforço transversal e τ_d a tensão de corte na madeira (Triantafillou, 1998).	44
Figura 2.39 – Limite do quociente h_{frp}/h em função de ρ_{frp} (Triantafillou, 1998).	44
Figura 2.40 - Solução construtiva adoptada por Gentile, et al. (2002) para o reforço de vigas em madeira.	45
Figura 2.41 - Solução construtiva para reforço de vigas em madeira adoptada por (Fiorelli & Dias, 2003), montada com extensómetros Et1, Et2, Et3, Et4 e Et5.	46
Figura 2.42 - Secção da viga usada na formulação analítica (Borri, et al., 2004).	47
Figura 2.43 - Soluções construtivas adoptadas no estudo de (Borri, et al., 2004).	47
Figura 2.44 - Solução construtiva para reforço de vigas de madeira adoptada por Amy & Svecova (2004).	48
Figura 2.45 - Dimensões geométricas das vigas reforçadas no estudo de Amy & Svecova (2004) (dimensões em milímetros).	48
Figura 2.46 - Solução construtiva adoptada por (Motlagh, et al., 2008).	49
Figura 2.47 - Solução construtiva para o reforço de vigas de madeira adoptada por Alhayek & Svecova (2012). À esquerda: aplicação do reforço nas zonas à tracção e compressão; à direita: aplicação do reforço apenas na zona à tracção.	50
Figura 2.48 - Solução construtiva adoptada por (García, et al., 2013) para reforço de vigas em madeira (vista da secção).	51

Figura 2.49 – Fotografia das vigas reforçadas (vista da face inferior) (García, et al., 2013).....	51
Figura 2.50 - Ensaio de flexão em três pontos com os diagramas de esforço de corte V e de momento flector M (Moura, et al., 2005).....	56
Figura 2.51 - Ensaio de flexão em quatro pontos com os diagramas de esforço de corte V e de momento flector M (Moura, et al., 2005).....	56
Figura 3.1 - Provette de madeira reforçado usado neste trabalho (com 3 anéis de crescimento).	58
Figura 3.2 - a) Vista de topo; b) vista de baixo.....	58
Figura 3.3 - Sequência de montagem do reforço nos provetes de madeira.	58
Figura 3.4 - Vista em corte do provete reforçado, onde LC e H representam o comprimento e a altura da barra de reforço, respectivamente.	60
Figura 3.5 - Modelo LC200H7 preparado para ensaio de flexão em três pontos. Representação das condições fronteira (em detalhe) e da aplicação de carga.....	62
Figura 3.6 - Representação isolada do reforço com os elementos coesivos (marcados por cruzes).	62
Figura 3.7 - Modelo LC200H7 com representação em detalhe da transição do refinamento da malha.....	63
Figura 3.8 – Configuração da malha para o modelo LC200H7 (vista de topo).	63
Figura 3.9 – Configuração da malha em função de H (vista de topo). a) LCxH1; b) LCxH3; c) LCxH5; d) LCxH9.....	64
Figura 3.10 – Configuração da malha do modelo sem reforço (vista de topo).....	65
Figura 3.11 – Aspecto do modelo LC200H1 no instante precedente ao descolamento da barra de reforço.	69
Figura 3.12 – Aspecto do modelo LC200H1 no instante precedente ao descolamento da barra de reforço.	69
Figura 3.13 - Indicação da posição dos elementos coesivos nº1, nº2, nº57 e nº58 na barra de reforço.	70
Figura 3.14 - Orientação das tensões coesivas para os elementos coesivos nº1 e nº57. Os nºs 1 a 4 indicam a sequência nodal na face do CFRP.	70
Figura 3.15 - Orientação das tensões coesivas para os elementos coesivos nº2 e nº58. Os nºs 1 a 4 indicam a sequência nodal na face do CFRP.	70
Figura 3.16 - a) Esforço rasante numa viga sujeita a flexão simples; b) Distribuição das tensões de corte τ_{yz} numa viga de secção rectangular. (Gomes, 2004)	72
Figura 3.17 - Ampliação da extremidade da barra de reforço no modelo LC200H1, no instante precedente ao seu descolamento.....	75
Figura 3.18 - a) Secção composta por carbono e madeira; b) secção equivalente composta apenas por madeira.	80
Figura 3.19 - Diagrama de esforços para uma viga sujeita a flexão simples (Reis Gomes, 2010).	80
Figura 3.20 - Tensão de corte numa secção rectangular (Reis Gomes, 2010).....	81
Figura 3.21 - Montagem de um provete reforçado para a execução do ensaio de flexão em três pontos numa máquina de ensaios Instron® 4208.	86
Figura 3.22 - Contacto do rolete cilíndrico da célula de carga com o provete.	86
Figura 3.23 - Representação dos fenómenos FM e FC.	89
Figura 3.24 - Representação do descolamento da barra de CFRP (fenómeno DC).	90

Figura 3.25 - Representação da rotura da barra de CFRP (fenómeno RC).....	90
Figura 3.26 - Aspecto típico dos provetes após o ensaio (proвете da imagem: LC200H7 com rotura pela barra de CFRP).....	98
Figura 3.27 - Modelo LC200H7 com elementos coesivos no plano coincidente ao da aplicação da carga.	99
Figura 3.28 - Aspecto do modelo LC200H7 optm1 após a ocorrência do primeiro salto na curva força/deslocamento ("Salto 1").....	100
Figura 3.29 - Aspecto do modelo LC200H7 optm1 após a ocorrência do segundo salto na curva força/deslocamento ("Salto 2").....	100
Figuras 3.30a e b – Aspecto do modelo LC200H7 após a introdução dos elementos coesivos nos planos RL e TL da madeira.	102
Figura 3.31 - Aspecto do modelo no instante precedente à abertura dos elementos coesivos da camada TL. ..	103
Figura 3.32 - Aspecto do modelo no instante precedente à abertura dos elementos coesivos no plano TL ("Salto 1").	104
Figura 3.33 - Aspecto do modelo no instante precedente à abertura dos elementos coesivos no plano TL ("Salto 1") (vista lateral).	104
Figura 3.34 - Aspecto do modelo no fim da simulação.	104
Figura 3.35 - Aspecto do modelo sem os elementos coesivos eliminados.	106
Figura 3.36 - Aspecto do modelo após a ocorrência "S1".....	107
Figura 3.37 - Aspecto do modelo após a ocorrência "S2".....	107
Figura 3.38 - Aspecto do modelo LC200H3 no fim da simulação.	112
Figura 3.39 – Fenómeno de indentação observado no provete LC200H9.....	112
Figura 3.40 - Vista em corte do modelo LC200H3.	113
Figura 3.41 - Vista de secção dos modelos LC200H1-L5 (a), LC200H3-L5 (b), e LC200H5-L5 (c).	114
Figura 3.42 – Aspecto do modelo LC200H3-L5 após a ocorrência DC_FM1.	116
Figura 3.43 – Aspecto do modelo LC200H3-L5 após a ocorrência DC_FM2.	116
Figura 3.44 - Deformação plástica na zona de contacto com o actuador no provete LC200H7#1.	123
Figura 3.45 - Selecção dos elementos com possibilidade de deformação plástica.	124
Figura 3.46 - Selecção dos elementos com possibilidade de deformação plástica (vista lateral).	124
Figura 3.47 - Aspecto típico da curva de tensão/deformação para um material com comportamento plástico. ..	125
Figura 3.48 - Aspecto do modelo "Plastic iso1" após completar um deslocamento δ de 30mm.	127
Figura 3.49 - Aspecto do modelo "Plastic aniso2" após um deslocamento δ de 23.5mm.....	130
Figura 3.50 - Aspecto do modelo "Plastic aniso2" após completar um deslocamento δ de 30mm.....	131
Figura 3.51 – Selecção dos elementos com possibilidade de deformação plástica.....	132
Figura 3.52 – Aspecto do modelo ZPF11.0 no fim da análise ($\delta=9.5\text{mm}$). Mapa de cores ajustado à madeira. .	133
Figura 3.53 – Representação esquemática das forças actuantes responsáveis pelo desenvolvimento de dano em modo II (setas a verde) nos elementos da região assinalada na figura 3.52 (a vermelho). Legenda: 1 - Elementos sólidos de madeira sem possibilidade de deformação plástica; 2 - Região alocada aos elementos coesivos da	

camada RL; 3 - Elementos sólidos de madeira com possibilidade de deformação plástica; 4 - Região alocada aos elementos coesivos da camada RL artificialmente eliminados (propriedades coesivas muito elevadas). 134

Figura 4.1 - Aspecto do modelo LC243H1-L6.5 sujeito a um deslocamento δ de 5.4mm. 139

Figura 4.2 - Aspecto do modelo LC122H1-L13 sujeito a deslocamento δ de 5.4mm. 140

Índice de tabelas

Tabela 2.1 - Classificação das madeiras estruturais.....	17
Tabela 2.2 - Propriedades mecânicas das fibras mais usadas em compósitos de matriz polimérica (Moura, et al., 2005).....	25
Tabela 2.3 - Propriedades de alguns compósitos unidirecionais. V_f – volume de fibra (Moura, et al., 2005).....	28
Tabela 2.4 - Resultados dos ensaios de flexão no trabalho de (García, et al., 2013).....	51
Tabela 2.5 - Resumo dos resultados obtidos nos estudos apresentados.....	54
Tabela 3.1 - Propriedades elásticas da madeira de pinheiro bravo (Oliveira, et al., 2009)	59
Tabela 3.2 - Propriedades elásticas do pré-impregnado Texipreg HS 160 RM (Dourado, et al., 2011) (Morais, et al., 2002) (Campilho, et al., 2005).....	59
Tabela 3.3 - Dimensões geométricas dos provetes construídos.	59
Tabela 3.4 - Dimensão de cada modelo numérico.....	61
Tabela 3.5 - Propriedades coesivas do adesivo Sikadur®-30 (Dourado, et al., 2011).....	64
Tabela 3.6 - Estado de tensão e de deformação dos elementos coesivos nº57 e nº58 no instante precedente ao descolamento da barra de reforço no modelo LC200H1.	72
Tabela 3.7 - Estado de tensão e de deformação dos elementos coesivos nº1 e nº2 no instante correspondente a $\delta=1.68\text{mm}$ no modelo LC200H1.	73
Tabela 3.8 - Estado de tensão e de deformação dos elementos coesivos nº1 e nº2 no instante precedente ao descolamento da barra de reforço no modelo LC200H1.	74
Tabela 3.9 - Evolução das tensões coesivas dos elementos nº1 e nº2 com o aumento da altura da barra de reforço H , para $\delta=1.68\text{mm}$	76
Tabela 3.10 - Tensões normais e de corte devidas ao momento flector em cada modelo.	81
Tabela 3.11 - Ganhos de rigidez dos modelos numéricos, em função da altura da barra de reforço H	82
Tabela 3.12 - Variação de P_{\max} , rigidez e ductilidade entre os modelos numéricos.	84
Tabela 3.13 - Resultados de P_{\max} no 1º ensaio de provetes não reforçados.....	87
Tabela 3.14 - Ganhos de $P_{\max,med}$ dos provetes reforçados relativamente aos não reforçados.....	94
Tabela 3.15 - Variação de P_{\max} , rigidez e ductilidade em função das dimensões da barra de reforço.	94
Tabela 3.16 - Comparação dos valores de P_{\max} dos resultados numéricos e experimentais.	95
Tabela 3.17 - Comparação dos resultados experimentais (<i>Exp</i>) com os resultados numéricos (<i>Num</i>), em termos de variação de P_{\max} , rigidez e ductilidade.....	97
Tabela 3.18 - Propriedades coesivas da madeira de pinheiro bravo no plano LR (Campilho, et al., 2009).....	99
Tabela 3.19 - Propriedades coesivas do pré-impregnado Texipreg HS 160 RM no plano <13> (Campilho, et al., 2007).....	99
Tabela 3.20 - Propriedades coesivas da madeira nos planos RL e TL (Campilho, et al., 2009) (Moura, et al., 2008).	103

Tabela 3.21 - Propriedades dos elementos coesivos das camadas RL e TL adoptadas na terceira optimização ao modelo.	106
Tabela 3.22 - Valores de P_{max} experimentais e numéricos.	110
Tabela 3.23 - Variação de P_{max} , rigidez e ductilidade dos ensaios experimentais e das simulações numéricas.	111
Tabela 3.24 – Dimensão dos modelos numéricos optimizados.	112
Tabela 3.25 - Variação de P_{max} , rigidez e ductilidade com o aumento da largura L	116
Tabela 3.26 - Variação de A_{c-m} e W com o aumento da largura da barra L	117
Tabela 3.27 - Valores de $\sigma_{VM,CFRP}$ em função da largura da barra L	119
Tabela 3.28 - Lei de plasticidade associada à curva de tensão/deformação ilustrada na figura 3.44.	125
Tabela 3.29 - Lei de plasticidade para os modelos "Plastic iso1", "Plastic iso2" e "Plastic iso3".	126
Tabela 3.30 - Propriedades dos elementos coesivos usados no modelo numérico. Indica-se entre parênteses a variação de cada parâmetro relativamente ao valor usado no modelo LC200H7 optm3.	128
Tabela 3.31 - Lei de plasticidade anisotrópica para os modelos "Plastic aniso1" e "Plastic aniso2".	129
Tabela 4.1 - Variação de P_{max} e da ductilidade em função das dimensões do reforço.	137
Tabela 4.2 - Enquadramento dos resultados do modelo LC200H1-L7.91 em termos de ganho de resistência. .	138
Tabela 4.3 - Comparação dos resultados do modelo LC200H1-L7.91 com a média dos obtidos pelos estudos apresentados na secção 2.6.	139

1 Introdução

A madeira é um material de construção com diversas qualidades, usado desde de que os humanos começaram a construir abrigos, casas e barcos. É de fácil obtenção e depende de tecnologia bastante simples para a sua manipulação. Tendo em conta a sua baixa massa específica, possui uma notável resistência mecânica (não só ao esforço de tracção e compressão como também ao esforço cortante) quando comparada com outros materiais, o que justifica a sua aplicação como material estrutural na construção civil. Dadas as preocupações ambientais nos dias de hoje, a madeira tem vindo a assumir um papel importante como material construtivo nos últimos anos: trata-se de um material natural e renovável, que apresenta um baixo consumo energético na sua produção quando comparado com outros materiais tradicionais, como o aço e o betão. A sua utilização resulta, portanto, num impacto ambiental reduzido se se recorrerem a práticas de exploração adequadas. É de referir ainda que, embora seja um material combustível, as estruturas de madeira têm em geral um excelente comportamento ao fogo. Apesar da utilização da madeira como material de construção ser mais vulgar nos países desenvolvidos, como na Rússia, Japão, Canadá, Estados Unidos e países nórdicos, tem-se verificado um aumento de construções de madeira em Portugal nas últimas décadas. Mostram-se nas figuras 1.1 a 1.4 vários exemplos de construções de madeira em Portugal.

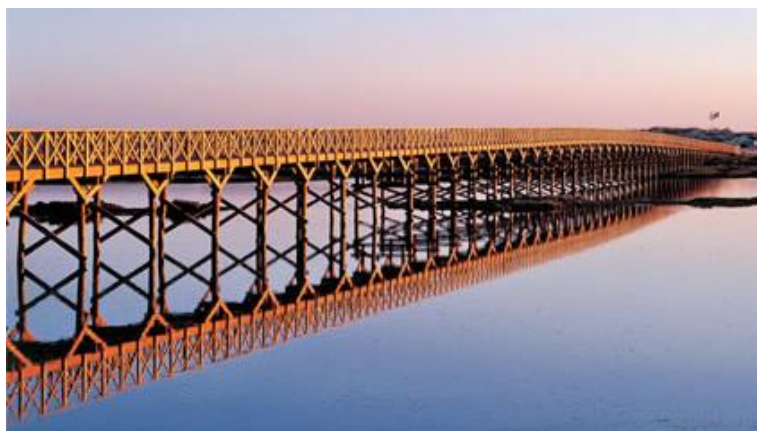


Figura 1.1 – Ponte Quinta do Lago. Algarve, Portugal.

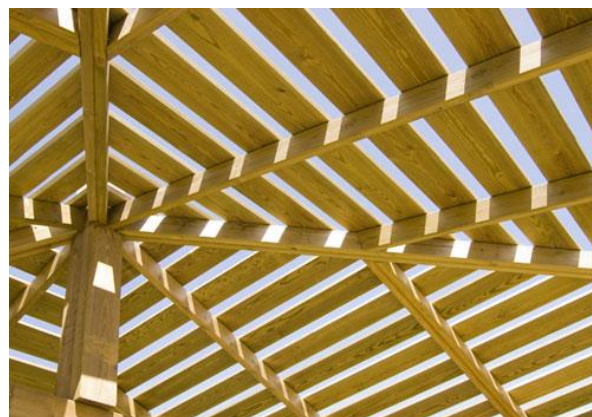


Figura 1.2 – Área de descanso. Tróia, Portugal.

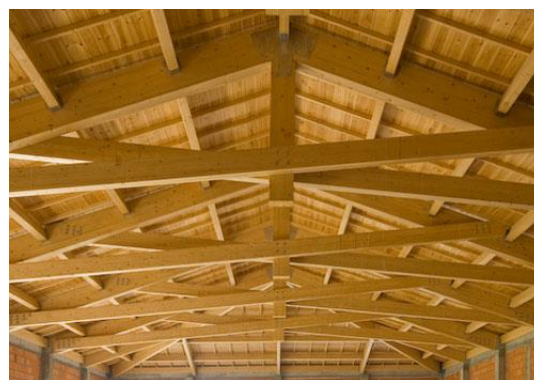
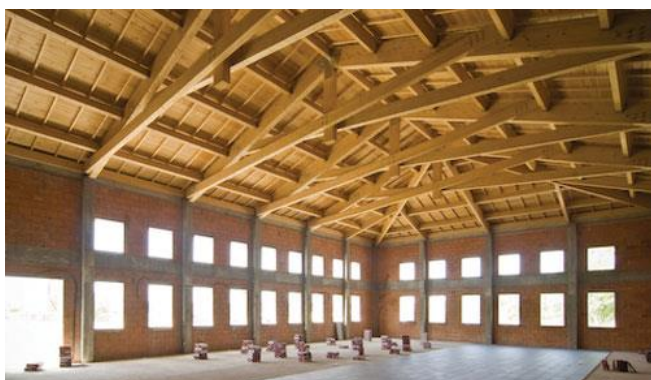


Figura 1.3 – Centro Cultural de São Pedro do Rio Seco. Almeida, Portugal.



Figura 1.4 – Piscinas da Portela. Lisboa, Portugal.

No entanto, a madeira tem especificidades próprias que advêm do facto de ser um material de origem orgânica. É um material anisotrópico e quase-frágil, cujas propriedades mecânicas são de difícil determinação, motivo pelo qual se têm desenvolvido novas técnicas para caracterizar o seu comportamento à fractura, permitindo que a sua utilização seja mais segura e eficiente. Por outro lado, a madeira está sujeita a mecanismos de degradação diferentes dos materiais de origem mineral. A concepção destas estruturas deve ter assim em conta o facto do material se poder degradar por acção de fungos, insectos e eventualmente (quando em contacto com a água) de xilófagos marinhos (Faria & Negrão, 2009). Constata-se assim que a durabilidade das estruturas em madeira está de certa forma limitada, e é neste contexto que surgem as técnicas de reparação e reforço. Estas técnicas estão actualmente em evolução e comercialização, e o seu uso ainda pode ser justificado por outras causas, tais como: novas condições de carga na estrutura, novas condições de humidade, danos originados pelo fogo, redução dos deslocamentos e flechas provocados na estrutura e impossibilidade de substituir o elemento estrutural em causa. Aliando a estes factores os actuais critérios de segurança, cada vez mais exigentes, cria-se um ambiente propício para que o desenvolvimento destas técnicas ganhe especial relevância na actualidade (Dourado, et al., 2011) (Triantafillou, 1998).

No próximo capítulo são apresentados vários estudos de soluções construtivas no reforço de estruturas em madeira, algumas delas já aplicadas na construção civil. Destaca-se desde já o uso de materiais compósitos reforçados em matriz polimérica na concepção dos elementos de reforço (“Fibre Reinforced Polymers” – materiais FRP). Estes materiais têm ganho especial relevância neste campo desde o início dos anos 90, uma vez que permitem manter algumas das características mais importantes da madeira como material de construção, nomeadamente o baixo peso e a resistência à corrosão (García, et al., 2013). Além disso, os progressos feitos nestes materiais nos últimos anos permitem o fabrico de produtos com novas formas e propriedades mecânicas, incentivando a sua aplicação no desenvolvimento dos métodos de reforço (Borri, et al., 2004). No entanto, os estudos feitos nesta área assentam sobretudo em métodos de natureza experimental, com aproximações numéricas e analíticas baseadas nos conceitos da Resistência dos Materiais, não sendo muitas vezes os mais adequados tendo em conta as especificidades da madeira. Considerando os fenómenos intrínsecos ao comportamento mecânico deste material, torna-se evidente que os conceitos da Mecânica da Fractura disponibilizam as ferramentas adequadas na análise destes problemas, nomeadamente na propagação do dano.

O objectivo deste trabalho é estudar o ganho de resistência mecânica de uma viga de madeira reforçada estruturalmente por uma barra de compósito em fibra de carbono. A figura 1.5 ilustra

a solução construtiva adoptada, que consiste basicamente na introdução dessa barra dentro de um rasgo longitudinal previamente maquinado a todo o comprimento da viga. A barra fica, portanto, embebida na viga, constituindo um método esteticamente vantajoso, sendo a união entre os dois materiais feita por intermédio de um adesivo estrutural. Posteriormente, será efectuado o estudo da variação do comprimento, altura e largura da barra de reforço, procurando as dimensões adequadas para otimizar o ganho de resistência. Todo este trabalho assentará em ensaios experimentais e simulações numéricas por elementos finitos, onde se reproduz com algum rigor o ensaio de flexão em três pontos, realizado em laboratório para avaliar a resistência mecânica da viga. Será utilizada a madeira de pinheiro bravo (*Pinus Pinaster*).

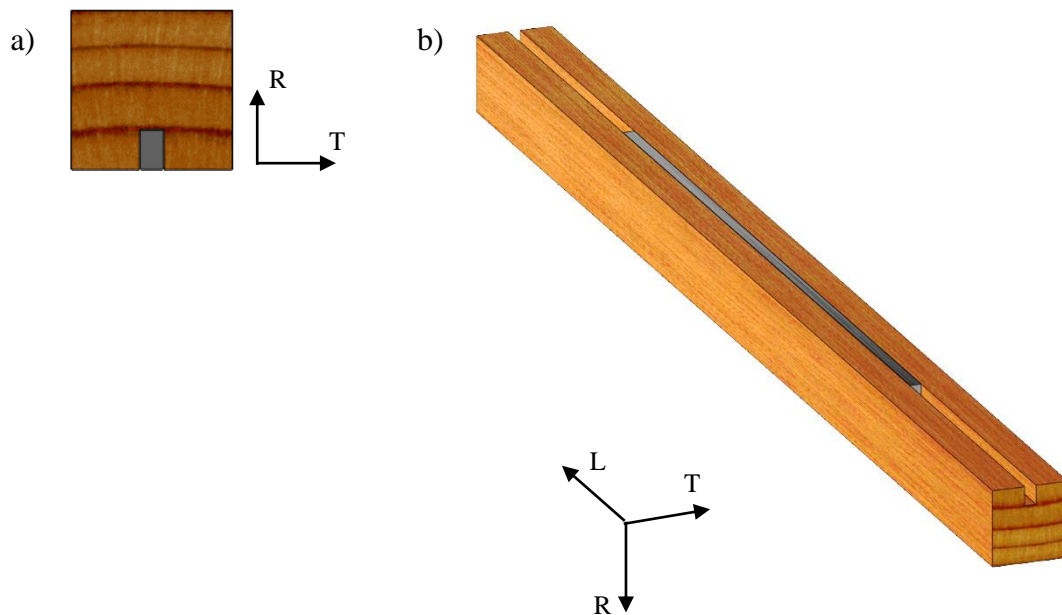


Figura 1.5 - Solução construtiva adoptada. a) Vista da secção; b) Vista isométrica da face inferior.

2 Revisão bibliográfica

Neste capítulo são abordadas algumas matérias importantes para a compreensão deste trabalho. Inicia-se com a introdução dos conceitos fundamentais da Teoria da Elasticidade aplicados aos materiais ortotrópicos, como é o caso da madeira e dos compósitos de fibras contínuas. Segue-se uma apresentação dos conceitos da Mecânica da Fractura bem como dos métodos numéricos capazes de simular a propagação de fissuras em malhas de Elementos Finitos. Posteriormente, descrevem-se as características físicas e mecânicas da madeira e dos compósitos como materiais estruturais, criando-se assim uma base de conhecimento útil para a compreensão do seu comportamento mecânico e estrutural. Termina-se esta pesquisa com a apresentação de alguns estudos científicos, publicados nos últimos anos, relacionados com o reforço de estruturas de madeira.

2.1 Teoria da Elasticidade

O estado de tensão de um ponto material num meio contínuo fica completamente definido pelas nove componentes cartesianas da tensão (σ_{ij} com $i, j = 1, 2, 3$) (figura 2.1), enquanto que o estado de deformação fica completamente definido pelas nove componentes cartesianas da deformação (ε_{ij} com $i, j = 1, 2, 3$). De acordo com a lei de Hooke generalizada, o comportamento linear elástico de um material é caracterizado por um tensor que associa, em cada ponto material, o estado de tensão com o estado de deformação, ou vice-versa, isto é (Gomes, 2004):

$$\sigma_{ij} = C_{ijkl} \varepsilon_{kl} \text{ com } i, j, k, l = 1, 2, 3 \quad (2.1)$$

em que C_{ijkl} representa as componentes do tensor de rigidez, ou por

$$\varepsilon_{ij} = S_{ijkl} \sigma_{kl} \text{ com } i, j, k, l = 1, 2, 3 \quad (2.2)$$

em que S_{ijkl} representa as componentes do tensor de flexibilidade. Da simetria do tensor das tensões σ_{ij} e do tensor das deformações ε_{ij} vem que

$$C_{ijkl} = C_{jikl} \quad (2.3)$$

e

$$C_{ijkl} = C_{ijlk} \quad (2.4)$$

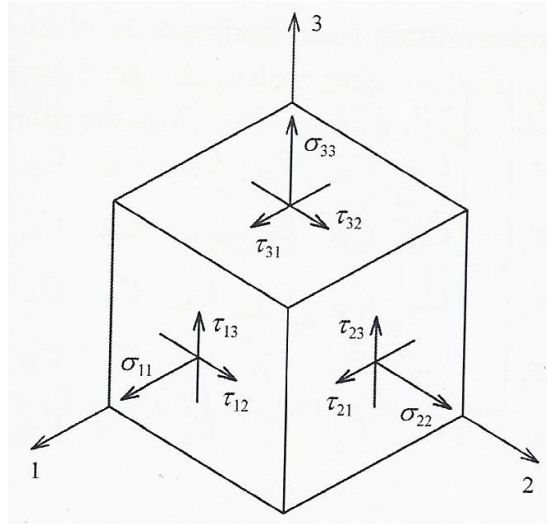


Figura 2.1 - Estado de tensão tridimensional num elemento de volume sólido (Moura, et al., 2005).

Utilizando agora a notação vectorial, as equações (2.1) e (2.2) tomam seguinte forma:

$$\begin{Bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \tau_{23} \\ \tau_{13} \\ \tau_{12} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} C_{1111} & C_{1122} & C_{1133} & C_{1123} & C_{1113} & C_{1112} \\ C_{2211} & C_{2222} & C_{2233} & C_{2223} & C_{2213} & C_{2212} \\ C_{3311} & C_{3322} & C_{3333} & C_{3323} & C_{3213} & C_{3312} \\ C_{2311} & C_{2322} & C_{2333} & C_{2323} & C_{2313} & C_{2312} \\ C_{1311} & C_{1322} & C_{1333} & C_{1323} & C_{1313} & C_{1312} \\ C_{1311} & C_{1222} & C_{1233} & C_{1223} & C_{1213} & C_{1212} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{33} \\ \gamma_{23} \\ \gamma_{13} \\ \gamma_{12} \end{Bmatrix} \quad (2.5)$$

e

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{33} \\ \gamma_{23} \\ \gamma_{13} \\ \gamma_{12} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} S_{1111} & S_{1122} & S_{1133} & S_{1123} & S_{1113} & S_{1112} \\ S_{2211} & S_{2222} & S_{2233} & S_{2223} & S_{2213} & S_{2212} \\ S_{3311} & S_{3322} & S_{3333} & S_{3323} & S_{3213} & S_{3312} \\ S_{2311} & S_{2322} & S_{2333} & S_{2323} & S_{2313} & S_{2312} \\ S_{1311} & S_{1322} & S_{1333} & S_{1323} & S_{1313} & S_{1312} \\ S_{1311} & S_{1222} & S_{1233} & S_{1223} & S_{1213} & S_{1212} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \tau_{23} \\ \tau_{13} \\ \tau_{12} \end{Bmatrix} \quad (2.6)$$

sendo que

$$S_{ijkl} = C_{ijkl}^{-1} \quad (2.7)$$

No caso mais geral (materiais anisotrópicos), e de acordo com a equação (2.7), as matrizes de flexibilidade $[S]$ e de rigidez $[C]$ são simétricas, pelo que as 36 constantes elásticas não são independentes entre si, ficando reduzidas a um máximo de 21 constantes.

No caso dos materiais ortotrópicos, pode-se definir em cada ponto um sistema de coordenadas cartesiano e ortonormado, baseado nos três planos de simetria material. Neste referencial, a matriz de flexibilidade $[S]$ tem vários elementos nulos, e os termos não-nulos são relacionáveis com as chamadas constantes de engenharia, isto é, os módulos de elasticidade e os coeficientes de Poisson (identificados experimentalmente através de ensaios mecânicos adequados). Consequentemente, a matriz $[S]$ toma seguinte forma:

$$[S] = \begin{bmatrix} S_{1111} & S_{1122} & S_{1133} & 0 & 0 & 0 \\ S_{2211} & S_{2222} & S_{2233} & 0 & 0 & 0 \\ S_{3311} & S_{3322} & S_{3333} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & S_{2323} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & S_{1313} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & S_{1212} \end{bmatrix} \quad (2.8)$$

tendo a matriz de rigidez $[C]$ um aspecto semelhante. A demonstração desta simplificação pode ser feita recorrendo à transformação dos tensores perante uma rotação do referencial. Os elementos destas matrizes são expressos normalmente em função das seguintes constantes de engenharia:

- i. Módulo de elasticidade ou módulo de Young E , dado pelo quociente entre uma tensão tractiva σ e a deformação longitudinal ε associada:

$$E_1 = \frac{\sigma_{11}}{\varepsilon_{11}}; E_2 = \frac{\sigma_{22}}{\varepsilon_{22}}; E_3 = \frac{\sigma_{33}}{\varepsilon_{33}} \quad (2.9)$$

- ii. Módulo de elasticidade transversal G , dado pelo quociente entre uma tensão de corte τ única e a deformação de corte γ resultante:

$$G_{12} = \frac{\tau_{12}}{\gamma_{12}}; G_{13} = \frac{\tau_{13}}{\gamma_{13}}; G_{23} = \frac{\tau_{23}}{\gamma_{23}} \quad (2.10)$$

- iii. Coeficiente de Poisson ν , que permite medir o efeito da contração do material nas duas direcções perpendiculares à força de tracção. É dado pelo quociente entre a deformação transversal e a deformação longitudinal:

$$\nu_{12} = -\frac{\varepsilon_{22}}{\varepsilon_{11}}; \nu_{13} = -\frac{\varepsilon_{33}}{\varepsilon_{11}}; \nu_{23} = -\frac{\varepsilon_{33}}{\varepsilon_{22}} \quad (2.11)$$

Com isto, torna-se possível definir algumas relações entre $[S]$ e as constantes de engenharia. De (2.6) resulta que:

$$S_{1111} = \frac{1}{E_1}; S_{2222} = \frac{1}{E_2}; S_{3333} = \frac{1}{E_3} \quad (2.12)$$

De (2.6), (2.8) e (2.10):

$$S_{1212} = \frac{1}{G_{12}}; S_{1313} = \frac{1}{G_{13}}; S_{2323} = \frac{1}{G_{23}} \quad (2.13)$$

E de (2.6), (2.8) e (2.11):

$$S_{2211} = -\frac{\nu_{12}}{E_1}; S_{3311} = -\frac{\nu_{13}}{E_1}; S_{3322} = -\frac{\nu_{23}}{E_2} \quad (2.14)$$

Substituindo estes resultados na equação (2.8), vem:

$$[S] = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_1} & -\frac{\nu_{21}}{E_2} & -\frac{\nu_{31}}{E_3} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{12}}{E_1} & \frac{1}{E_2} & -\frac{\nu_{32}}{E_3} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{13}}{E_1} & -\frac{\nu_{23}}{E_2} & \frac{1}{E_3} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{23}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{13}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{12}} \end{bmatrix} \quad (2.15)$$

Tendo em conta que a matriz $[S]$ é simétrica, é válida a seguinte relação de reciprocidade:

$$\frac{\nu_{ij}}{E_i} = \frac{\nu_{ji}}{E_j} \quad (2.16)$$

Substituindo a igualdade (2.15) na equação (2.6), o estado de deformação num ponto do material ortotrópico fica definido por:

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{33} \\ \gamma_{23} \\ \gamma_{13} \\ \gamma_{12} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_1} & -\frac{\nu_{21}}{E_2} & -\frac{\nu_{31}}{E_3} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{12}}{E_1} & \frac{1}{E_2} & -\frac{\nu_{32}}{E_3} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{13}}{E_1} & -\frac{\nu_{23}}{E_2} & \frac{1}{E_3} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{23}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{13}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{12}} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \tau_{23} \\ \tau_{13} \\ \tau_{12} \end{Bmatrix} \quad (2.17)$$

2.2 Conceitos da Mecânica da Fractura

A Mecânica da Fractura é uma ciência relativamente recente, estudada pela primeira vez nos anos vinte por Griffith, que explica o fenómeno da propagação instável de fendas. Porém, só a partir da década de sessenta é que foi aplicada extensivamente na indústria aeronáutica, após a ocorrência de um número considerável de desastres com barcos e aviões, motivando Irwin e Orowan a desenvolver o trabalho de Griffith feito até à data. Os resultados desses estudos originaram uma nova filosofia de projecto, em que se assume que a estrutura não é necessariamente um meio contínuo, podendo conter defeitos. Surge assim a Mecânica da Fractura Linear Elástica, posteriormente desenvolvida para a aplicação em construções

soldadas de aço, dando origem à Mecânica da Fractura Elasto-Plástica. De facto, o sucesso da aplicação dos procedimentos tradicionais no dimensionamento depende do uso de um factor de segurança suficientemente alto para evitar falhas provocadas por qualquer aspecto que não tenha sido tomado em consideração no cálculo, e suficientemente baixo para evitar consumos desnecessários de material e energia. O recurso à Mecânica da Fractura permite assim a concepção de um projecto mais sofisticado e económico (Castro , et al., 1986).

2.2.1 Mecânica da Fractura Linear Elástica

Até à primeira metade do século XX o estudo da fractura de materiais baseou-se na abordagem proposta por Griffith para materiais frágeis. Segundo Griffith, a propagação de uma fenda num material frágil e elástico ocorre quando a diferença entre o trabalho das forças exteriores W e a energia interna de deformação U for superior à energia necessária para a criação de uma nova unidade de superfície γ_s , ou seja (Moura, et al., 2005):

$$\frac{d}{dA}(W - U) = \gamma_s \quad (2.18)$$

Assim, considerando a propagação de uma fenda de comprimento $2a$ no interior de uma placa de espessura constante, a energia de superfície por unidade de largura devido à propagação da fissura de uma quantidade da será dada por $2\gamma_s da$. É necessário incluir o factor 2 uma vez que a propagação da fenda implica a criação de duas novas superfícies. Consequentemente, a equação anterior pode ser escrita da seguinte forma:

$$dW - dU = G da \quad (2.19)$$

onde o parâmetro G representa a taxa de libertação de energia de deformação. Caso haja propagação:

$$G = G_c = 2\gamma_s \quad (2.20)$$

onde G_c é a taxa crítica de libertação de energia, que é uma propriedade do material dependente do modo de carregamento.

A teoria de Griffith foi posteriormente desenvolvida por Orowan em meados de 1950, que sugeriu que a energia libertada na propagação de uma fissura era consumida não só como energia de tensão superficial mas também, e sobretudo, na deformação plástica associada ao processo de fractura (energia γ_p). De facto, mesmo nos materiais frágeis, existem sempre mecanismos de dissipação de energia associados à deformação inelástica na extremidade da fissura. A zona na extremidade da fissura onde ocorrem estes fenómenos denomina-se por zona de processo de fractura (ZPF), que deverá ser substancialmente menor que a para que a

aplicação da Mecânica da Fractura Linear Elástica seja válida. Por conseguinte, a taxa crítica de libertação de energia passa a ser definida por (Moura, et al., 2005):

$$G_c = 2(\gamma_s + \gamma_p) \quad (2.21)$$

e portanto,

$$\frac{d}{dA}(W - U) = 2(\gamma_s + \gamma_p) \quad (2.22)$$

A determinação experimental de G_c pode ser feita em ensaios de carga P constante ou deslocamento u constante, numa placa de espessura B . Em qualquer um dos casos, a energia de deformação elástica libertada pelo aumento do comprimento da fissura de uma quantidade da é dada por (Castro, et al., 1986):

$$dU = \frac{1}{2} CP \delta P \quad (2.23)$$

onde se introduz o parâmetro C , designado por flexibilidade, definido por:

$$C = \frac{u}{P} \quad (2.24)$$

Com isto se conclui que a taxa crítica de libertação de energia pode ser calculada pela seguinte expressão:

$$G_c = \frac{1}{2} \frac{P^2}{B} \left(\frac{\partial C}{\partial a} \right) \quad (2.25)$$

conhecida por equação de Irwin-Kies, que permite calcular G_c a partir da carga de fractura de uma placa (P_c) com uma fissura pré-existente a , sendo $\partial C / \partial a$ correspondente ao valor de a obtido experimental ou analiticamente (figura 2.2). A taxa crítica de libertação de energia G_c constitui deste modo uma medida da tenacidade à fractura do material.

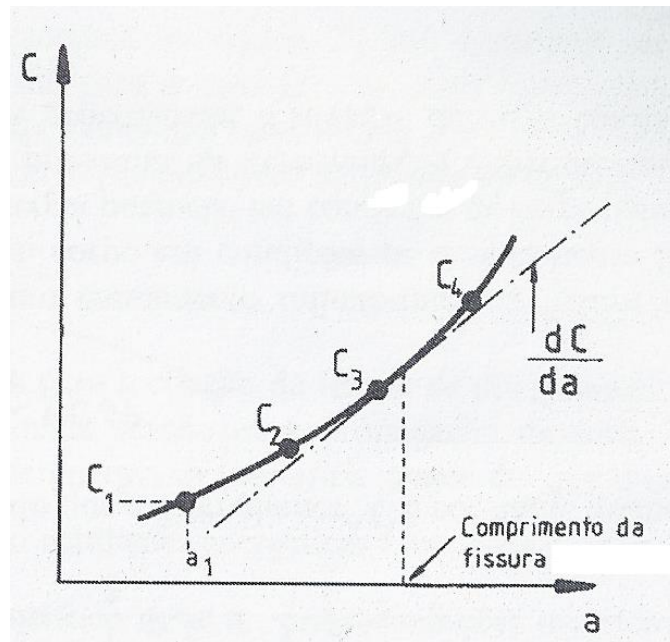


Figura 2.2 – Representação gráfica da relação $C=f(a)$ (Castro , et al., 1986).

De acordo com a teoria da Mecânica da Fractura, a propagação de uma fenda pode ocorrer segundo três modos distintos: modo I, modo II e modo III (figura 2.3). O modo I, conhecido por abertura, caracteriza-se por uma solicitação de tracção perpendicular ao plano da fenda, originando um afastamento das suas superfícies. Os modos II e III são criados por uma solicitação de corte que origina um movimento relativo das superfícies de fenda perpendicular e paralelo à frente de fenda, respectivamente.

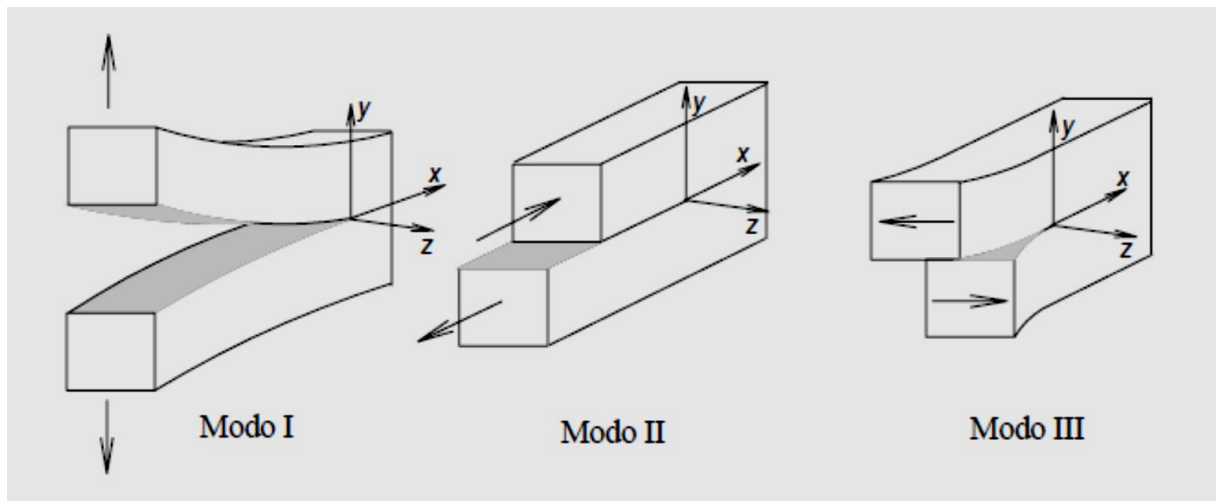


Figura 2.3 - Modos de propagação de uma fenda (Moura, et al., 2005).

2.2.2 Mecânica da Fractura Não Linear

Em materiais como a madeira, as dimensões da Zona de Processo de Fractura são significativamente maiores do que as consideradas na secção anterior. As especificidades da macro e microestrutura da madeira originam a ocorrência de microfendas localizadas na extremidade da fenda, causando uma diminuição da rigidez da estrutura. Com isto, torna-se necessário proceder a uma adaptação da teoria da Mecânica da Fractura Linear Elástica, de modo a considerar uma ZPF significativamente maior. Surgem assim, com estas adaptações, os modelos coesivos.

Vários modelos foram criados para contornar este problema. O primeiro modelo foi proposto por Dugdale (1960), aplicado sobretudo aos materiais dúcteis (figura 2.4). Baseia-se na consideração de uma fenda equivalente (a_{eq}) de comprimento superior ao da fenda real (a), permitindo simular a existência de uma zona plástica r_p . Outro modelo, proposto por Barenblatt (1962) (figura 2.5), assume que a existência das tensões coesivas actuantes na extremidade da fenda, num comprimento c , dependem da abertura das suas faces δ . Quando a abertura atinge um valor crítico δ_c , as tensões coesivas anulam-se e a fenda propaga-se.

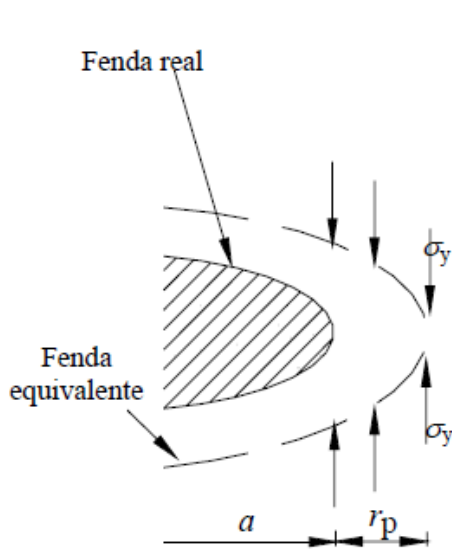


Figura 2.4 - Modelo de Dugdale.

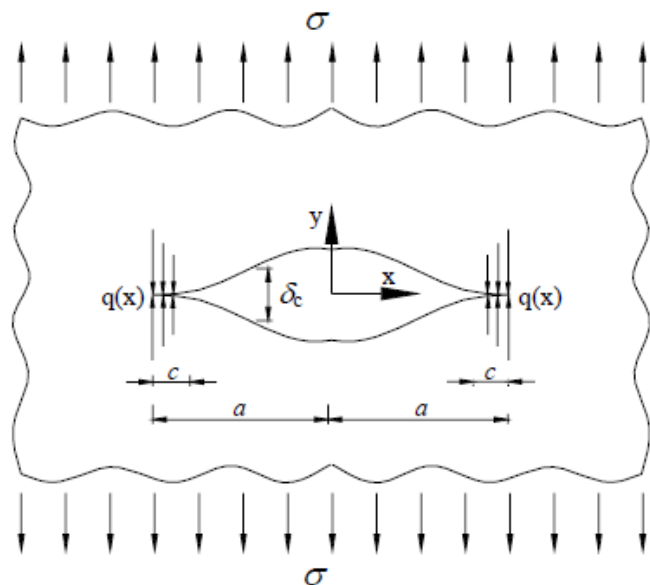


Figura 2.5 - Modelo de Barenblatt.

2.2.3 Métodos numéricos aplicados à fractura interlaminar

Os problemas da Mecânica da Fractura susceptíveis de resolução por via analítica são limitados pela elevada complexidade envolvida. A alternativa são os métodos numéricos, nomeadamente o método dos elementos finitos que, pela sua versatilidade, rapidamente se tornaram imprescindíveis na análise de problemas mais complexos (Moura, et al., 2005). Este método consiste fundamentalmente na discretização de um modelo contínuo em subdomínios ou elementos de dimensões finitas denominados por elementos finitos, interligados por meio de pontos denominados nós ou pontos nodais. O comportamento de cada elemento é definido de forma aproximada, através das funções de interpolação, com a condição da malha de elementos finitos se comportar de forma semelhante ao modelo contínuo original (Soriano, 2003).

No caso do modelo original apresentar alguma descontinuidade material, consequente da união entre dois materiais diferentes por exemplo, torna-se necessário implementar elementos especiais na malha para simular a possível descoesão ou rotura entre elementos adjacentes. Existem actualmente vários métodos para simular este fenómeno, sendo o Método do Fecho Virtual da Fenda e os Elementos Finitos de Interface os mais conhecidos. Apresenta-se na secção seguinte o modelo coesivo baseado em Elementos Finitos de Interface, uma vez que é o que será usado neste trabalho.

2.2.3.1 Modelo coesivo baseado em Elementos Finitos de Interface

Os elementos finitos de interface têm-se revelado como um dos métodos mais eficazes na simulação da propagação de fendas em modelos de elementos finitos. Caracterizam-se por ter espessura nula e promover a ligação entre dois elementos sólidos, representativos de duas superfícies contíguas susceptíveis de descolar. A figura 2.6 representa um elemento finito de interface de 8 nós para problemas tridimensionais, como o que será usado neste trabalho (as superfícies superior e inferior estão artificialmente separadas para melhor visualização). Assim, os pontos homólogos (pontos 1 e 5, por exemplo) encontram-se inicialmente unidos, podendo separar-se caso seja satisfeito um critério de rotura previamente estabelecido, promovendo desta forma a propagação do dano. A formulação baseia-se no cálculo das tensões que se geram entre os pontos homólogos a partir dos deslocamentos relativos entre esses mesmos pontos, ou seja:

$$\delta = \begin{Bmatrix} \delta_s \\ \delta_t \\ \delta_n \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} u_s \\ u_t \\ u_n \end{Bmatrix}_{sup} - \begin{Bmatrix} u_s \\ u_t \\ u_n \end{Bmatrix}_{inf} \quad (2.26)$$

onde s e t representam as direcções tangenciais e n a direcção normal. As tensões resultantes dos deslocamentos relativos são dadas por:

$$\{\sigma\} = [D]\{\delta\} \quad (2.27)$$

onde

$$[D] = \begin{bmatrix} d_s & 0 & 0 \\ 0 & d_t & 0 \\ 0 & 0 & d_n \end{bmatrix} \quad (2.28)$$

sendo d_i os parâmetros de rigidez tangencial (d_s, d_t) e normal (d_n). Os parâmetros de rigidez óptimos são os maiores valores que não conduzem a problemas numéricos, uma vez que valores baixos originam interpenetrações quando se pretende simular uma interface de espessura nula (Moura, et al., 2005).

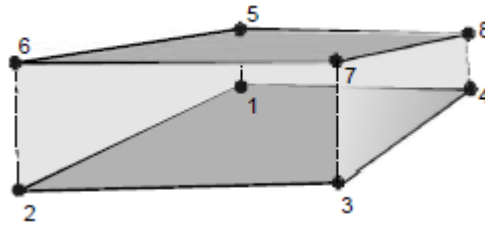


Figura 2.6 - Elemento de interface tridimensional de 8 nós (Camanho, et al., 2003).

Quando as tensões num ponto satisfazem o critério adoptado, o processo de rotura deve ser gradual pois a anulação abrupta das tensões provoca instabilidades numéricas. Fisicamente, isto significa que a rotura não ocorre instantaneamente e que a energia associada se dissipa com o crescimento da fenda. Isto é feito considerando um modelo de dano, baseado no uso indirecto da Mecânica da Fractura, através de uma relação de relaxação das tensões/deslocamentos relativos (figura 2.7). Considerando a existência de um único modo de propagação (I, II, ou III), a área definida pela curva tensão/deslocamento relativo pode ser igualada à respectiva taxa de libertação de energia crítica G_{kc} , onde k representa o modo de propagação considerado. Como a tensão limite $\sigma_{u,i}$ e a taxa de libertação de energia crítica G_{kc} são propriedades do material, determináveis experimentalmente, pode-se obter o deslocamento relativo máximo $\delta_{u,i}$. Note-se que este processo de rotura gradual é sustentado pelo modo de rotura típico da madeira e dos compósitos. De facto, a ZPF existente na extremidade da fenda proporciona uma dissipação gradual da energia de rotura segundo os mecanismos da micromecânica (Moura, et al., 2005).

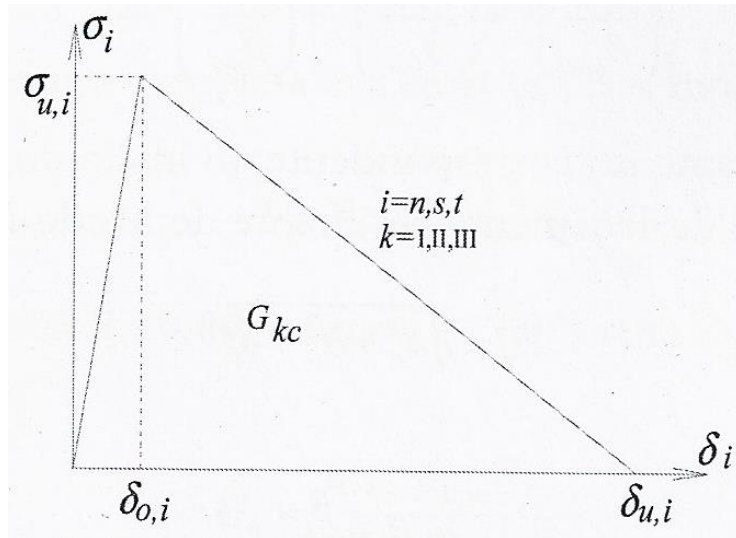


Figura 2.7 - Modelo de dano representado pela relação tensão/deformação relativos aos modos puros I, II e III (Moura, et al., 2005).

A equação (2.27) representa a relação entre tensões e deslocamentos relativos até se atingir a tensão limite $\sigma_{u,i}$. Os pontos $(\delta_{o,i}, \sigma_{u,i})$ e $(\delta_{u,i}, 0)$ correspondem à iniciação do dano e rotura completa, respectivamente. A relação de relaxação entre estes dois pontos é dada por:

$$\{\sigma\} = (\{I\} - \{E\})[D]\{\delta\} \quad (2.29)$$

onde $[I]$ representa a matriz identidade e $[E]$ é a matriz diagonal, cujos termos são os parâmetros do dano, dados pela seguinte expressão:

$$e_i = \frac{\delta_{u,i}(\delta_i - \delta_{o,i})}{\delta_i(\delta_{u,i} - \delta_{o,i})} \quad (2.30)$$

Porém, na maioria dos casos existem solicitações em modo misto (I+II+III). Nestas circunstâncias, a iniciação do dano é prevista recorrendo a um critério quadrático baseado em tensões:

$$\begin{cases} \left(\frac{\sigma_{um,n}}{\sigma_{u,n}}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{um,s}}{\sigma_{u,s}}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{um,t}}{\sigma_{u,t}}\right)^2 = 1 & \text{se } \sigma_i > 0 \\ \left(\frac{\sigma_{um,s}}{\sigma_{u,s}}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{um,t}}{\sigma_{u,t}}\right)^2 = 1 & \text{se } \sigma_i < 0 \end{cases} \quad (2.31)$$

onde $\sigma_{um,i}$ ($i=n,s,t$) representam as tensões correspondentes ao início do dano (figura 2.8), assumindo que as tensões normais de compressão não contribuem para o efeito.

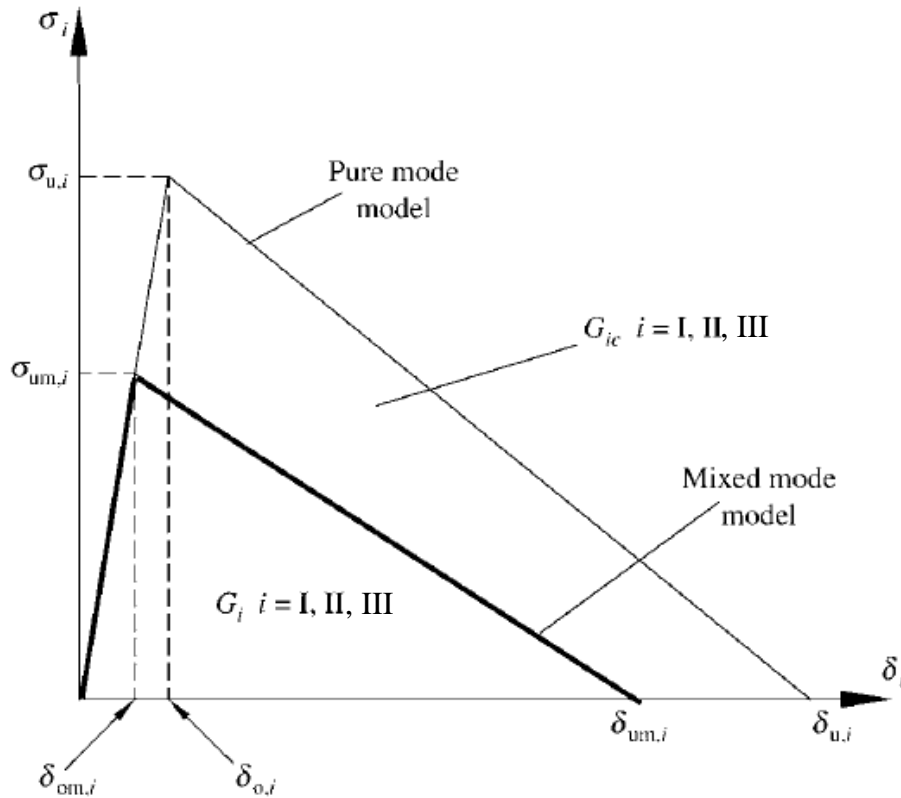


Figura 2.8 - Modelo de dano representado pela relação tensão/deformação relativos para o modo misto I, II e III (Oliveira, et al., 2009).

Definindo o deslocamento resultante de modo misto por:

$$\delta_m = \sqrt{\delta_n^2 + \delta_s^2 + \delta_t^2} \quad (2.32)$$

e os rácios de modo misto por:

$$\beta_i = \frac{\delta_i}{\delta_n} \quad (2.33)$$

demonstra-se em (Moura, et al., 2005) que o deslocamento relativo em modo misto que promove a iniciação do dano, δ_{om} , se pode obter a partir da equação

$$\delta_{om} = \delta_{o,n} \delta_{o,s} \delta_{o,t} \sqrt{\frac{1 + \beta_s^2 + \beta_t^2}{(\delta_{o,s} \delta_{o,t})^2 + (\beta_s \delta_{o,n} \delta_{o,t})^2 + (\beta_t \delta_{o,n} \delta_{o,s})^2}} \quad (2.34)$$

e que o deslocamento relativo correspondente à rotura, δ_{um} , é dado por

$$\delta_{um} = \frac{2(1 + \beta_s^2 + \beta_t^2)}{d_i \delta_{om}} \left[\frac{1}{G_{Ic}} + \frac{\beta_s^2}{G_{IIc}} + \frac{\beta_t^2}{G_{IIIc}} \right]^{-1} \quad (2.35)$$

Com isto, o parâmetro de dano obtém-se recorrendo à equação (2.30), substituindo δ_i , $\delta_{o,i}$ e $\delta_{u,i}$ por δ_m , δ_{om} e δ_{um} , respectivamente.

2.3 A madeira como material estrutural

A madeira resulta da transformação de um organismo vivo, a árvore, sendo um material heterogêneo e acentuadamente anisotrópico. Trata-se de um material estrutural e morfologicamente complexo, sendo o conhecimento das respectivas propriedades físicas e mecânicas um ponto prévio indispensável para a sua correcta utilização como material estrutural.

Em função da sua estrutura anatómica, as madeiras podem ser divididas em dois grandes grupos botânicos: as Gimnospérmicas e as Angiospérmicas (tabela 2.1). A composição química destas espécies é semelhante, sendo a celulose, as hemiceluloses e a lenhina os principais constituintes da parede celular (Dinwoodie, 2000). As Angiospérmicas podem dividir-se em dois grandes grupos: as monocotiledóneas e as dicotiledóneas. As monocotiledóneas, de que são exemplo as palmeiras e os bambus, contêm madeiras bastante fibrosas e de baixa resistência estrutural. No grupo das dicotiledóneas, inserem-se as madeiras vulgarmente designadas por Folhosas, contendo espécies de madeiras tanto de baixa como de elevada qualidade. O grupo botânico das Gimnospérmicas é composto por quatro classes, das quais apenas duas têm porte para produzir madeira estrutural, sendo a classe *coniferopsidos* e ordem *conifiéres*, conhecida habitualmente pelo nome de Coníferas, a mais utilizada em estruturas. Caracterizam-se por uma boa resistência à compressão e ainda melhor à tração, sendo nesta classe que se insere a madeira do pinheiro bravo usada neste trabalho (Faria & Negrão, 2009).

Tabela 2.1 - Classificação das madeiras estruturais.

Madeiras estruturais	Classificação		Características
	Gimnospérmicas	Coníferas	Elevada resistência estrutural (pinheiro bravo)
	Angiospérmicas	Monocotiledóneas	Baixa resistência estrutural
		Dicotiledóneas	Folhosas - Resistência estrutural variada

A estrutura anatômica da madeira está organizada em diferentes níveis ou escalas: nível macroscópico, nível microscópico e ultra-estrutura da parece celular. Esta organização hierárquica é responsável pela sua variabilidade no comportamento mecânico, bem como pela sua anisotropia.

Relativamente ao nível macroscópico, distinguem-se três planos nas superfícies do tronco de uma árvore: a secção transversal, radial e tangencial (figura 2.9). Durante o seu tempo de vida, o tronco desempenha três funções essenciais: suporte, armazenamento e condução da seiva bruta. Genericamente, as células que executam as funções de armazenamento e suporte estão mortas, sendo a condução assegurada pelas células vivas. As células vivas compõem a região periférica do tronco, designada por borne (figura 2.10). Estas células constituem a região activa do tronco e distinguem-se habitualmente da região inactiva (cerne) por possuírem uma cor mais clara. As camadas de crescimento de uma árvore encontram-se dispostas de uma forma concêntrica entre a medula e a casca exterior, constituindo os chamados anéis de crescimento. As diferenças climáticas anuais implicam que cada anel de crescimento seja constituído por duas zonas distintas, correspondentes ao lenho inicial e ao lenho final (figura 2.11). O lenho inicial desenvolve-se segundo condições favoráveis de luz e água, apresentando uma tonalidade mais clara, mais porosa e menos resistente. Por sua vez, o lenho final desenvolve-se em condições adversas, possuindo por isso uma cor mais escura, menor porosidade e maior resistência mecânica.

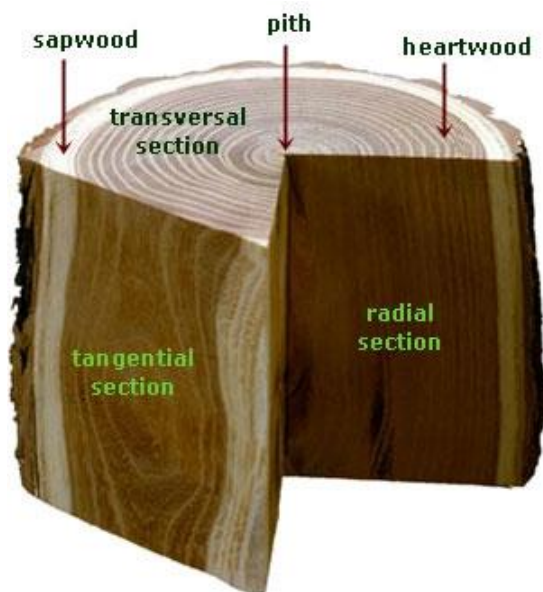


Figura 2.9 - Planos de corte possíveis no tronco de uma árvore (Louzada & Silva, s.d.).

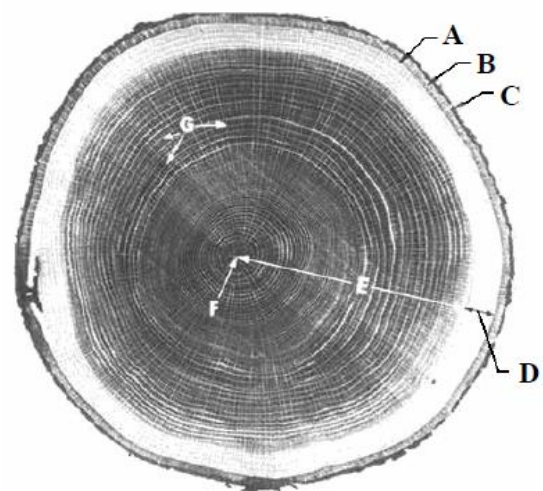


Figura 2.10 - Secção transversal do tronco de uma árvore. A - Câmbio; B - Casca inferior; C - Casca exterior; D - Lenho activo (borne); E - Lenho inactivo (cerne); F - Medula; F - Raios.

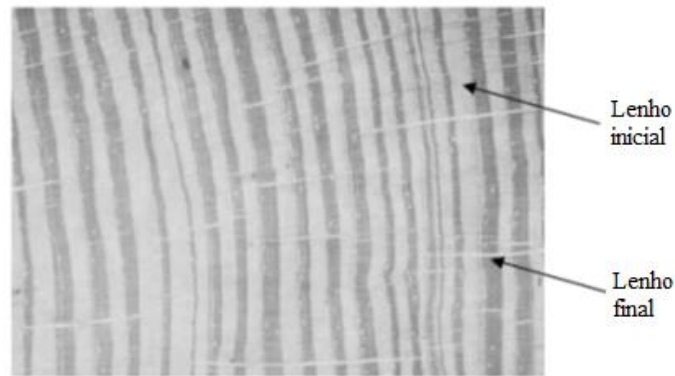


Figura 2.11 - Representação do lenho e inicial final na madeira de pinheiro bravo.

Interessa agora apresentar algumas propriedades físicas da madeira relevantes neste contexto, como a higroscopicidade e a massa volúmica aparente. Após o abate da árvore, o teor em água da madeira diminui drasticamente até atingir o ponto de saturação ao ar, correspondendo a cerca de 30%. Após este processo, o teor em água pode variar dependendo das condições de humidade e temperatura a que está exposta. Este fenómeno, responsável por alterações físicas e mecânicas da madeira, designa-se por higroscopicidade e representa um parâmetro que caracteriza a capacidade do material para fixar água por adsorção e de a restituir ao ambiente em que se encontra, em função das variações de temperatura e de pressão parcial de vapor de água do ambiente que o envolve. A madeira a aplicar com fins construtivos deverá ter, portanto, um teor em água o mais próximo possível da humidade de equilíbrio higroscópico correspondente às condições higrotérmicas de serviço, de forma a evitar alterações volumétricas causadoras de anomalias de diversos tipos. Estabeleceu-se o valor de 12% de teor em água como medida internacional de referência para a realização de ensaios que meçam propriedades físicas que dela dependam. O conceito de massa volúmica aparente surge como uma medida de peso necessária à determinação da densidade do material. É um parâmetro que varia em função do teor em água da madeira, que influencia não só o seu peso, como também o seu volume, e é traduzido pela seguinte expressão (Faria & Negrão, 2009):

$$\rho_{\omega} = \frac{P_{\omega}}{V_{\omega}} \text{ (g/cm}^3\text{)} \quad (2.36)$$

onde

P_{ω} é o peso do provete de madeira para o teor de água ω ; e

V_{ω} é o volume aparente do provete de madeira a um determinado teor de água ω (o volume dos poros é incluído).

Sendo uma medida de concentração de substância por unidade de volume, a massa volúmica da madeira está, logicamente, relacionada com a sua resistência mecânica. Verifica-se que no

caso das coníferas, grupo do qual o pinheiro bravo faz parte, as madeiras com anéis de crescimento anuais mais espessos (crescimento rápido) são mais leves do que as de anéis mais estreitos (crescimento lento). Porém, todas as madeiras possuem um valor de massa volúmica relativamente baixo, comparando com os seus elevados valores de resistência específica e módulo de elasticidade, o que lhes confere grandes potencialidades para o uso estrutural (Faria & Negrão, 2009).

2.3.1 Comportamento mecânico da madeira

O conhecimento da estrutura anatómica da madeira permite estudar o seu comportamento mecânico, dada a natureza orgânica, higroscópica, anisotrópica e heterogénea que a caracteriza. Assim, a sua resistência mecânica depende do tipo de solicitação a que está sujeita, nomeadamente, da sua grandeza, duração e direcção. Este último é mesmo um factor preponderante, pois verificam-se grandes diferenças de valores de resistência para solicitações no sentido paralelo e perpendicular às fibras. De facto, as árvores desenvolvem o tronco de forma a resistir às solicitações a que estão sujeitas durante o seu crescimento, como a acção do vento (esforço de flexão) e a acção gravítica (esforço de compressão), orientando a sua estrutura fibro-anatómica neste sentido (Faria & Negrão, 2009).

Por conseguinte, a madeira é tratada como um material ortotrópico à escala macroscópica, admitindo em cada ponto três direcções de simetria material mutuamente ortogonais (figura 2.12): a direcção longitudinal (L), paralela às fibras, a direcção radial (R), perpendicular aos anéis de crescimento, e a direcção tangencial (T), tangente a estes. Consequentemente, para cada modo elementar de propagação de um defeito (modos I, II e III), há que distinguir seis sistemas de propagação: TL, RL, LR, TR, RT e LT, onde a primeira letra indica a direcção normal ao plano da fenda e a segunda a direcção de propagação (figura 2.13). A propagação mais comum ocorre segundo os sistemas TL e TR, pois representam a abertura da fenda segundo um plano paralelo à direcção longitudinal, onde a resistência da madeira é significativamente mais baixa. Por outro lado, a propagação nos sistemas LR e LT é mais rara, pois obriga a que a rotura do material ocorra segundo a direcção onde a madeira é mais resistente, a direcção longitudinal (Moura, et al., 2009).

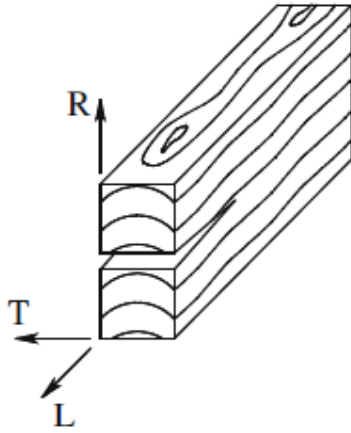


Figura 2.12 – Direções principais de simetria da madeira (Moura, et al., 2009).

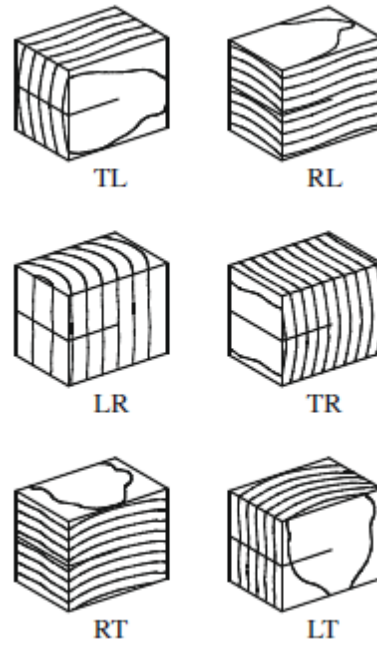


Figura 2.13 - Sistemas de propagação de fendas para a madeira (Moura, et al., 2009).

Tendo em conta os fenómenos inerentes ao comportamento mecânico deste material, nomeadamente a formação de fendas e os efeitos de plasticidade, as relações tensão-deformação podem tornar-se não-lineares. Com isto, torna-se evidente que o recurso aos conceitos da Mecânica da Fractura constitui o método mais adequado na análise do seu comportamento. Todavia, a análise ao nível da elasticidade, para além de ser fundamental na compreensão do seu comportamento, é adequada nalguns casos onde a ocorrência daqueles fenómenos possa ser desprezável. De acordo com a equação (2.17), e considerando a notação de índices geralmente usada para indicar as direcções de ortotropia da madeira (L, R e T), a lei de Hooke generalizada pode exprimir-se por:

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_L \\ \varepsilon_R \\ \varepsilon_T \\ \gamma_{RT} \\ \gamma_{LT} \\ \gamma_{LR} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_L} & -\frac{\nu_{RL}}{E_R} & -\frac{\nu_{TL}}{E_T} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{LR}}{E_L} & \frac{1}{E_R} & -\frac{\nu_{TR}}{E_T} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{LT}}{E_L} & -\frac{\nu_{RT}}{E_R} & \frac{1}{E_T} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{RT}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{LT}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{LR}} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_L \\ \sigma_R \\ \sigma_T \\ \tau_{RT} \\ \tau_{LT} \\ \tau_{LR} \end{Bmatrix} \quad (2.37)$$

Verifica-se que são necessárias nove constantes de engenharia (E_L , E_R , E_T , ν_{RT} , ν_{LT} , ν_{LR} , G_{RT} , G_{LT} , G_{LR}) para caracterizar completamente o comportamento linear elástico da madeira. As relações entre as constantes de engenharia e as constantes de rigidez podem ser determinadas recorrendo às equações (2.7) e (2.15) (Moura, et al., 2005).

A figura 2.14 mostra o aspecto típico das curvas força/deslocamento de uma viga de madeira reforçada com materiais compósitos, obtidas por ensaios de flexão em três pontos. Este ensaio em específico, efectuado por Triantafillou & Deskovic (1992), foi realizado com uma viga de dimensões $30 \times 40 \times 800 \text{ mm}^3$, com 700mm entre apoios, e reforçada com uma placa de compósito em fibra de carbono colada na sua face inferior (face à tracção). Estudou-se também o efeito da aplicação de pré-esforço à placa, como mostra a figura 2.14. Em todos os casos, observa-se que a viga apresenta inicialmente um comportamento linear à flexão, que é gradualmente alterado para um comportamento não linear, fruto das micro-fissuras e plasticidades que se desenvolvem nas zonas à tracção e compressão da madeira, respectivamente. No caso das vigas reforçadas, o ensaio termina com a rotura do material compósito, seguido da rotura na madeira, não sendo possível distinguir estes dois acontecimentos na curva dado que ocorrem praticamente no mesmo instante.

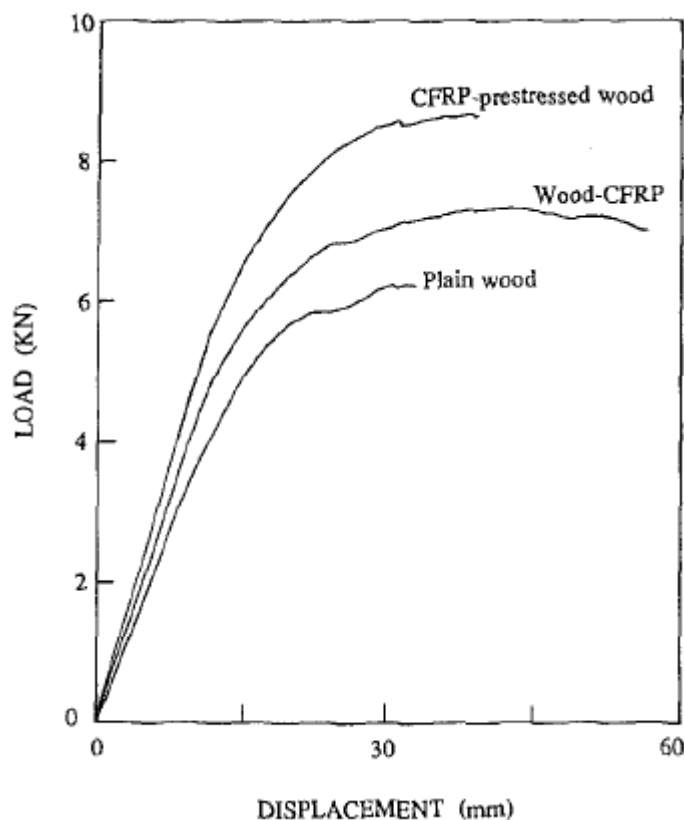


Figura 2.14 - Curvas força/deslocamento obtidas por um ensaio de flexão em três pontos para vigas de madeira reforçadas com materiais compósitos em fibra de carbono (Plevris & Triantafillou, 1992).

2.4 Materiais compósitos

Os materiais compósitos resultam da combinação de dois ou mais materiais diferentes, com propriedades físicas e químicas nitidamente distintas. Esses materiais, quando combinados, formam um composto dotado de boas características mecânicas, possuindo habitualmente elevada resistência e baixo peso. Por esta razão, estes materiais têm cativado actualmente o interesse dos engenheiros e projectistas, proporcionando investigação nesta área no sentido de desenvolver materiais cada vez mais resistentes, leves, duráveis e baratos. No entanto, o conceito de materiais compósitos é muito vasto, e vai desde o vulgar betão armado até aos compósitos à base de resinas de epóxico reforçadas com fibras de carbono. Sendo este último o compósito usado neste trabalho, será dada especial importância neste capítulo à sua caracterização.

Considerando como exemplo os compósitos fibrosos, denomina-se por matriz o material aglomerante no qual estão dispersas fibras com elevadas características mecânicas (figura 2.15). Assim, a incorporação das fibras tem a finalidade de reforçar o material, constituindo como que o seu “esqueleto”. No entanto, dada a sua reduzida secção resistente, as fibras não podem ser directamente utilizadas em aplicações estruturais. Cabe assim à matriz as funções essenciais de conferir uma forma estável ao compósito, de assegurar a distribuição eficiente de tensões pelas fibras, e de proteger as suas superfícies. De acordo com o tipo de matriz, os compósitos podem classificar-se como compósitos de matriz polimérica, metálica, cerâmica e cimentosa. As matrizes de natureza polimérica podem dividir-se em duas categorias principais: termoplásticas e termoendurecíveis. A diferença entre estes dois tipos de matrizes reside sobretudo na sua possibilidade de reprocessamento. O aquecimento nas matrizes termoplásticas provoca a rotura das suas ligações intermoleculares, permitindo a sua reconformação. Após o arrefecimento, restabelecem-se essas ligações químicas e obtém-se polímeros de elevada tenacidade e com grande resistência ao impacto. No caso das matrizes termoendurecíveis, o reprocessamento não é possível, já que a sua estrutura molecular assume uma forma permanente com o calor. No entanto, estes polímeros não apresentam fusão e a diminuição do seu módulo de elasticidade com o aumento da temperatura é bem mais ténue que no caso dos termoplásticos (para valores de temperatura acima dos da transição vítrea), possibilitando assim o seu uso numa gama mais alargada de temperaturas (Moura, et al., 2005).

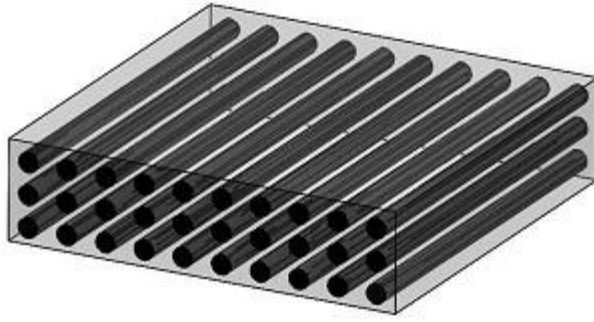


Figura 2.15 - Esquematização de um material compósito fibroso.

As resinas de epóxico são habitualmente utilizadas em compósitos de alta resistência, e fazem parte do grupo dos polímeros termoendurecíveis. Comparadas com os polímeros do seu grupo, possuem elevada resistência mecânica, resistência à abrasão, resistência química, boas propriedades de adesão à fibra, grande estabilidade dimensional e baixa absorção de água.

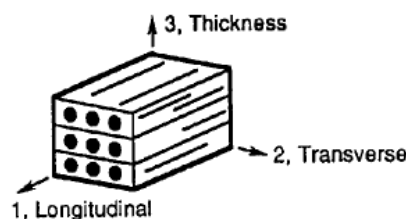
Quanto às fibras, as mais utilizadas em compósitos de matriz polimérica são as fibras de carbono, de vidro e de aramida, sendo as de carbono as mais resistentes.

As fibras de carbono englobam dois tipos de fibras, função da sua percentagem de carbono: as fibras de carbono propriamente ditas, com percentagens de carbono entre 80 e 95%, e as fibras de grafite onde a percentagem de carbono chega até aos 99%. A produção destas fibras baseia-se na decomposição térmica de vários precursores orgânicos: a celulose, que dá origem às “rayon fibers”, ao poliacrilonitrilo (PAN) e ao alcatrão (“pitch”), originando cada um deles fibras com propriedades mecânicas distintas. No caso de se recorrer à decomposição do alcatrão, é possível obter fibras com módulos de elasticidade que chegam aos 700 GPa. Apresentam-se na tabela 2.2 as propriedades mecânicas de vários tipos de fibras de vidro, carbono e aramida (Moura, et al., 2005).

Tabela 2.2 - Propriedades mecânicas das fibras mais usadas em compósitos de matriz polimérica (Moura, et al., 2005).

Fibras		Densidade (g/cm ³)	Módulo de Young (GPa)	Tensão de rotura (MPa)	Deformação na rotura	Coefficiente de expansão térmica axial (10 ⁻⁶ /°C)
Vidro	Vidro E	2.6	73.0	3400	4.4	5.0
	Vidro S	2.49	85.5	4580	5.3	2.9
	Vidro R	2.55	86.0	4400	5.2	4.0
Carbono	PAN	1.8	200-400	2480-5600	0.6-1.2	-0.7 a -0.5
	Alcatrão	2.0	300-700	1900-2200	1-1.5	-1.6 a -0.9
	Celulose	1.7	415-680	2070-2760	0.5-0.6	-
Aramida	Kevlar 29 [®]	1.44	60	3000	3.6	-2.0
	Kevlar 49 [®]	1.45	129	3000	1.9	-2.0
	Twaron [®]	1.44	60	2600	3	-

Os compósitos de fibras contínuas possuem geralmente uma estrutura laminada, sendo constituídos por várias camadas nas quais as fibras estão todas alinhadas na mesma direcção. No caso em que as camadas apresentam a mesma orientação, o compósito designa-se por laminado unidireccional (UD), como o que se apresenta na figura 2.16 (embora na realidade não apresentem uma estrutura laminada). No entanto, esta solução construtiva não oferece boas propriedades mecânicas nas direcções 2 e 3, razão pela qual se usam mais habitualmente laminados com diferentes orientações das camadas, designados por laminados multidireccionais (MD) (figura 2.17). Neste tipo de compósitos, o número, as orientações e as sequências de empilhamento das camadas são variáveis de projecto adicionais relativamente aos materiais estruturais correntes, que conferem uma enorme flexibilidade à concepção de estruturas compósitas. O estudo do seu comportamento mecânico é mais complexo, implicando o recurso à teoria clássica dos laminados (Moura, et al., 2005). É de referir ainda a existência de outros arranjos possíveis e menos comuns, caracterizados por fibras entrelaçadas e fibras descontínuas (figura 2.18) (Reddy, 1997).

**Figura 2.16 - Compósito laminado unidireccional, com indicação das direcções principais adoptadas.**

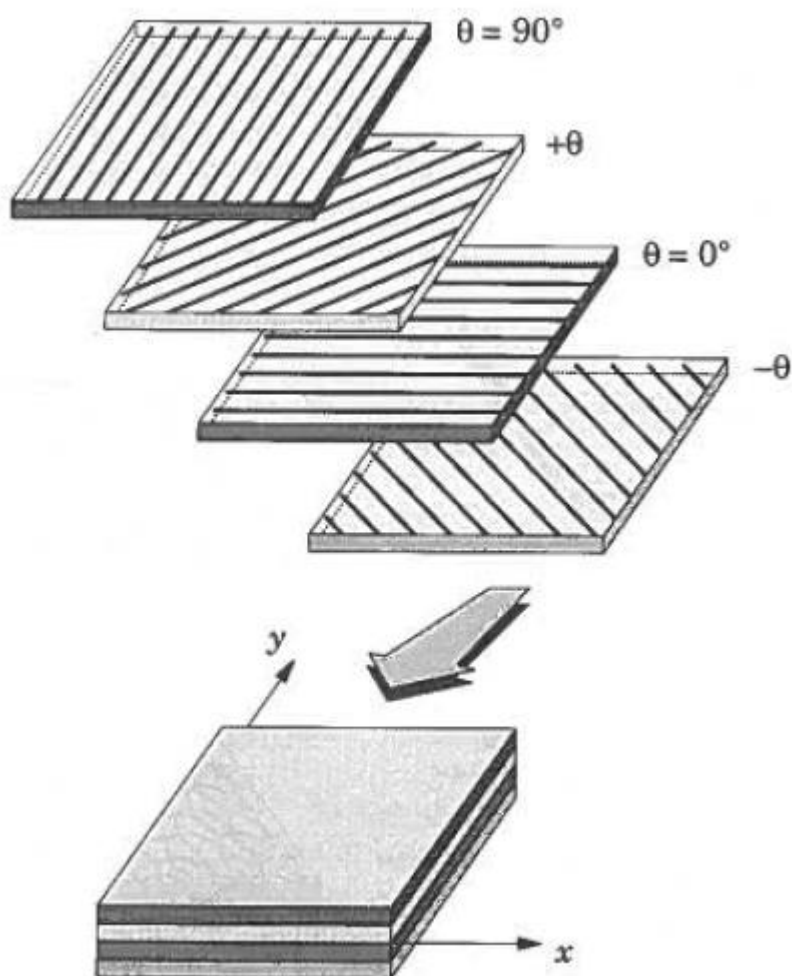


Figura 2.17 - Esquematização dos laminados multidirecionais (MD) (Reddy, 1997).

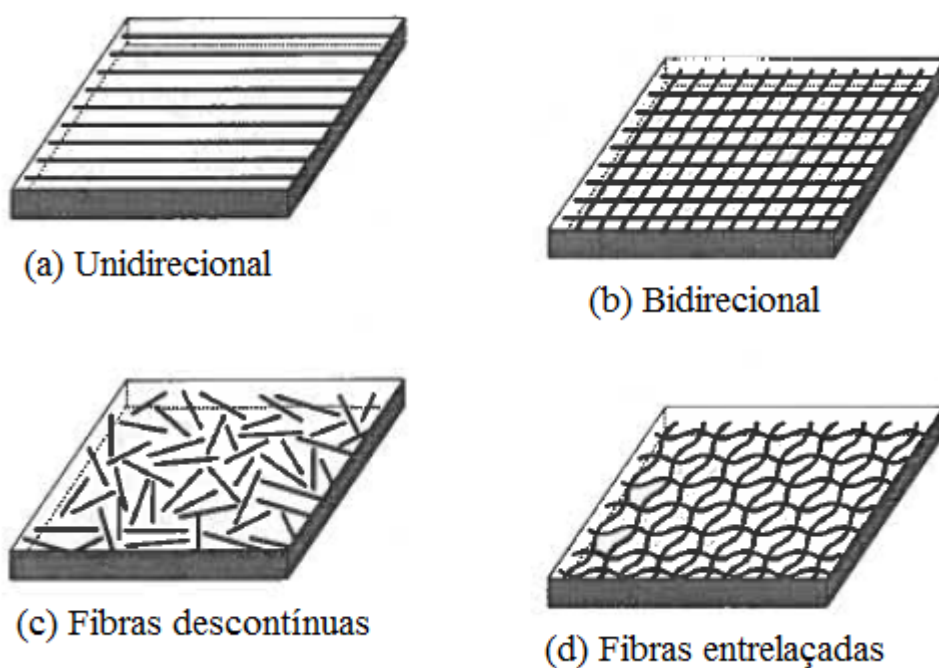


Figura 2.18 - Arranjos possíveis para as fibras de compósitos laminados (Reddy, 1997).

Neste trabalho recorreu-se a um compósito unidirecional em matriz de epóxico reforçado por fibras de carbono. O material foi fornecido com a matriz e as fibras previamente misturadas, tomando por isso o nome de pré-impregnado. Estes materiais trazem a matriz parcialmente curada para possibilitar uma fácil manufactura. No entanto, requiere-se que o seu armazenamento seja feito a baixas temperaturas uma vez que a cura completa do material é habitualmente feita com calor.

2.4.1 Comportamento estrutural e aplicações

Em determinadas aplicações estruturais, nomeadamente da indústria aeronáutica e automóvel, o uso de materiais compósitos reforçados com fibras tem ganho bastante popularidade relativamente aos materiais metálicos estruturais. Nestas aplicações, o baixo peso e a elevada rigidez constituem uma combinação de requisitos mais facilmente obtidos pelos materiais compósitos.

Tendo em conta a elevada diferença de propriedades entre a fibra e a matriz dos compósitos laminados de fibras contínuas, considera-se que estes materiais possuem um comportamento ortotrópico. Por conseguinte, as equações da teoria da elasticidade adaptadas a materiais ortotrópicos (secção 2.1) são aplicáveis neste contexto. No entanto, verifica-se habitualmente que as fibras estão distribuídas aleatoriamente no plano transversal <23> (figura 2.16), pelo que se admite que o material apresenta isotropia transversal. Assim, são consideradas as seguintes igualdades entre os elementos da matriz da flexibilidade $[S]$ (equação 2.8):

$$\begin{aligned} S_{2222} &= S_{3333}; S_{1122} = S_{1133}; \\ S_{1313} &= S_{1212}; S_{2222} - S_{2233} = 2S_{2323} \end{aligned} \quad (2.38)$$

que conduzem às seguintes relações entre as constantes elásticas:

$$E_3 = E_2; \nu_{13} = \nu_{12}; G_{13} = G_{12}; G_{23} = \frac{E_2}{2(1 + \nu_{23})} \quad (2.39)$$

Constata-se assim que a definição de apenas cinco constantes elásticas é suficiente para caracterizar o comportamento de tensão/deformação destes compósitos. Apresentam-se na tabela 2.3 alguns valores típicos destas grandezas, obtidos em ensaios experimentais. Nem sempre estão disponíveis os valores experimentais de ν_{23} e G_{23} , mais difíceis de medir, e nem sempre são necessários se for admitido um estado plano de tensão.

Tabela 2.3 - Propriedades de alguns compósitos unidirecionais. V_f – volume de fibra (Moura, et al., 2005).

Compósito	Tipo	V_f (%)	E_1 (GPa)	E_2 (GPa)	G_{12} (GPa)	ν_{12}
C(T300)/Epoxy(934)	UD	60	138	9.65	4.55	0.30
C(T800H)/Epoxy(3900-2)		65	162	9.0	6.2	0.28
C(AS4)/Epoxy(3501-6)		63	143	10.3	7.2	0.27
E-G/Epoxy		55	39	8.6	3.8	0.28
K49/Epoxy		60	87	5.5	2.2	0.34

A rotura dos materiais compósitos pode-se dividir em duas formas distintas: intralaminar e interlaminar. No primeiro caso, trata-se da rotura das camadas do compósito, que pode acontecer sob a forma de rotura da matriz, rotura das fibras e descoesão fibra/matriz. A fractura interlaminar designa-se habitualmente por delaminação (fenómeno muito frequente), e representa o descolamento entre duas camadas contíguas (Moura, et al., 2005). No caso dos compósitos com camadas unidirecionais, é possível caracterizar a resistência à fractura interlaminar recorrendo a ensaios DCB (“*Double Cantilever Beam*”) (figura 2.19), existindo já procedimentos normalizados para a determinação de G_{Ic} . Porém, na maioria das aplicações usam-se compósitos multidirecionais, onde a delaminação ocorre entre camadas com diferentes orientações. Neste tipo de compósitos, verifica-se a mudança de plano da fractura interlaminar durante o ensaio DCB, invalidando os resultados obtidos para G_{Ic} . Têm sido por isso desenvolvidos novos ensaios experimentais para contornar esse problema (Morais, et al., 2002) (Prombut, et al., n.d.). Por outro lado, a previsão da rotura nos materiais compósitos multidirecionais sujeitos a solicitações multiaxiais pode ser feita recorrendo a critérios já desenvolvidos actualmente. Podem ser divididos essencialmente em duas categorias: critérios interactivos e não-activos, sendo distinguidos pelo facto de considerarem ou não os efeitos combinados das várias componentes do tensor das tensões, respectivamente. Os critérios não-activos, de formulação mais simples, têm a limitação de não serem geralmente conservadores, mas possibilitam a identificação imediata do modo de rotura. (Moura, et al., 2005).

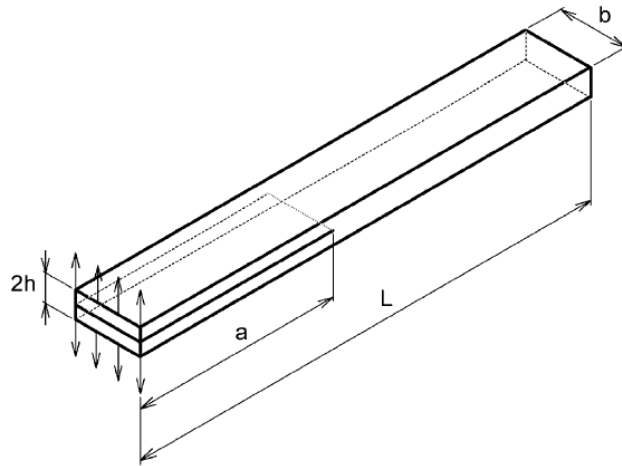


Figura 2.19 - Provete usado para o teste DCB (Morais, et al., 2002).

Tal como a madeira, estes materiais são susceptíveis de desenvolver microfendas no seu interior. Embora não seja visualmente tão evidente, a formação de microfendas na sua matriz pode ocorrer devido à presença de vibrações, cargas cíclicas de elevada frequência ou forças de impacto, sendo esta última a situação mais provável de ocorrer em estruturas. Como resultado, podem causar delaminação do material, reduzindo significativamente a sua resistência mecânica (Farahmand, 2001). Assim, os métodos numéricos aplicados à fractura interlaminar, apresentados na secção 2.2.3, assumem grande relevância neste campo. Apesar da delaminação provocar uma perda significativa da integridade estrutural, a realidade é que o processo de rotura nos compósitos é muito complexo, envolvendo também mecanismos de rotura intralaminar (com fractura da matriz e da fibra – figura 2.20) e sendo específico em cada compósito, dadas as inúmeras combinações possíveis de materiais para as suas matrizes e fibras. Tem sido feita, por isso, alguma investigação nesta área no sentido de caracterizar estes materiais à fractura, bem como de prever a influência e a evolução das microfissuras que podem levar o material à rotura (Amaro, et al., 2008). Paralelamente, têm sido estudadas técnicas de reparação de compósitos recorrendo a adesivos estruturais, com o intuito de aferir a sua eficácia na restauração das propriedades mecânicas do seu estado original (Campilho, et al., 2007).

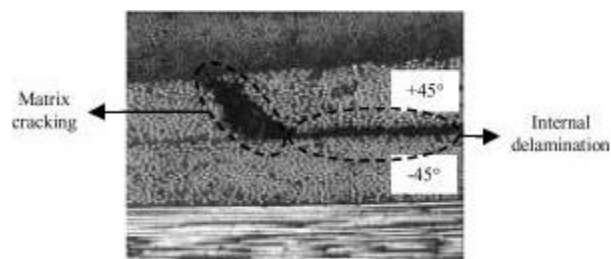


Figura 2.20 - Interação dos mecanismos de fractura intra e interlaminar num compósito (Camanho, et al., 2003).

2.5 Ligações coladas - adesivos estruturais

As ligações coladas consistem na junção de dois elementos, geralmente conhecidos por substratos, através de um adesivo. Embora seja um método de ligação usado há vários séculos, só evoluiu significativamente nos últimos 60 anos. A principal razão deste facto é que os adesivos utilizados actualmente são baseados em polímeros sintéticos, cujo desenvolvimento ocorreu em meados dos anos 40. Os polímeros sintéticos possuem propriedades que lhes permitem aderir facilmente à maioria dos materiais, e uma resistência capaz de transmitir esforços consideráveis. Assim, um adesivo pode ser definido como um material polimérico que, quando aplicado em superfícies, pode ligá-las e resistir à sua separação (Silva, et al., 2007).

A ciência e tecnologia das juntas adesivas é uma área verdadeiramente pluridisciplinar, que requer o domínio de uma série de disciplinas científicas (figura 2.21). As principais vantagens deste tipo de ligações são (Moura, et al., 2005):

- Distribuição mais uniforme das tensões ao longo da superfície ligada;
- Amortecimento de vibrações;
- Capacidade de ligar materiais diferentes;
- Capacidade de vedação;
- É geralmente um processo mais económico e mais rápido;
- É facilmente adaptável à junção de superfícies irregulares.

e as principais desvantagens:

- Necessidade de limpeza e tratamento prévio das superfícies;
- Sensibilidade ao envelhecimento físico e aos factores ambientais, como temperatura, humidade e radiações ultravioleta;
- Difícil inspecção para verificação da qualidade da junta;
- Os adesivos são frequentemente curados a elevadas temperaturas;
- Mau desempenho sob solicitações de arrancamento.

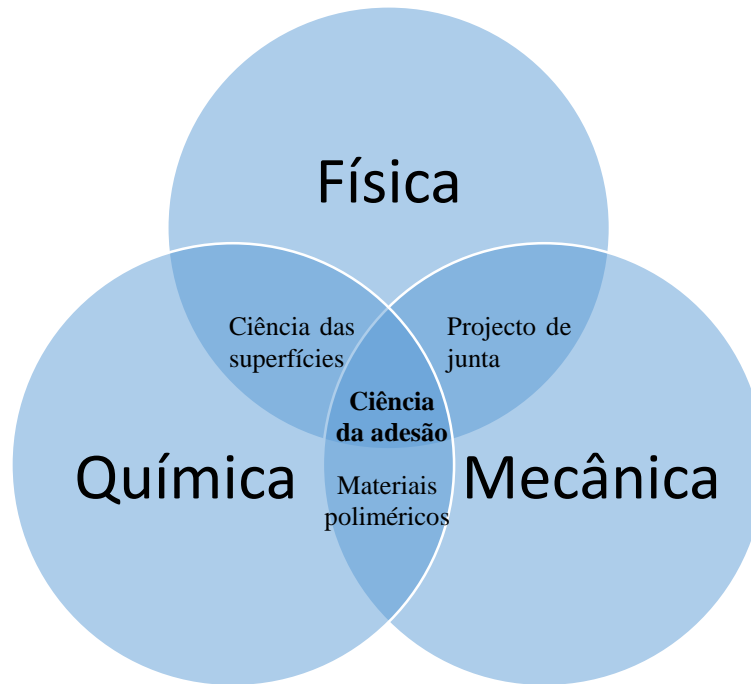


Figura 2.21 - Disciplinas envolvidas na "ciência" da adesão (Silva, et al., 2007).

O projecto de uma junta adesiva implica o conhecimento dos fenómenos envolvidos na adesão. As forças envolvidas na teoria da adesão são as forças fundamentais de ligação química que ligam os materiais: ligações químicas primárias (ligações iónicas, covalentes e metálicas); ligações secundárias ou de van der Waals (ligações entre dipolos não permanentes, entre dipolos permanentes e não permanentes, e entre dipolos permanentes); e ligações de hidrogénio, sendo todas elas efectivas apenas para distâncias muito curtas (inferior a 10 angstroms). As propriedades físicas a considerar na teoria da adesão são:

- Rugosidade superficial: Existem vários métodos de preparação de superfícies, sendo o polimento o que apresenta menor rugosidade média ($\approx 1\mu m$). Dado que este valor de rugosidade é mil vezes superior do que o nível de acção das forças de ligação química, os adesivos são aplicados habitualmente no estado líquido, de forma a poderem fluir e estabelecer um contacto mais íntimo com o substrato;
- Mudança de fase: A actuação do adesivo só tem resultado se este se transformar para o estado sólido. Este processo de endurecimento pode ser efectuado de três formas distintas: perda de solvente por evaporação ou absorção no substrato, solidificação do material fundido ou por reacções químicas;
- Molhagem: Propriedade física que traduz a capacidade de um líquido se espalhar numa superfície sólida, consequência da energia superficial de cada um. É definida pelo

ângulo de contacto entre a superfície sólida e a tangente à superfície do líquido no ponto de contacto.

O espalhamento pode ser melhorado se a energia superficial do sólido for aumentada. Dado que a contaminação das superfícies por pós, gorduras, óleos, gases adsorvidos e humidade causa uma diminuição da energia superficial, o tratamento da superfície passa pela eliminação desses contaminantes. Quando a limpeza não é suficiente, alguns tratamentos superficiais permitem modificar quimicamente a superfície de modo a aumentar a energia superficial (Silva, et al., 2007).

De um modo geral, a preparação das superfícies decorre em três etapas:

1. Limpeza geral da superfície recorrendo a solventes apropriados;
2. Abrasão da superfície, com o objectivo de aumentar a rugosidade e a área de contacto, promovendo uma maior interligação mecânica entre o adesivo e o substrato;
3. Modificação química da superfície, no sentido de aumentar a energia superficial.

O objectivo deste procedimento é que a adesão seja tal que o ponto mais fraco da junta seja o adesivo ou o aderente. Na maior parte das ligações que são coladas adequadamente, o adesivo é o elo mais fraco porque as forças de adesão são mais fortes que as forças de coesão que actuam no seio do adesivo (figura 2.22).

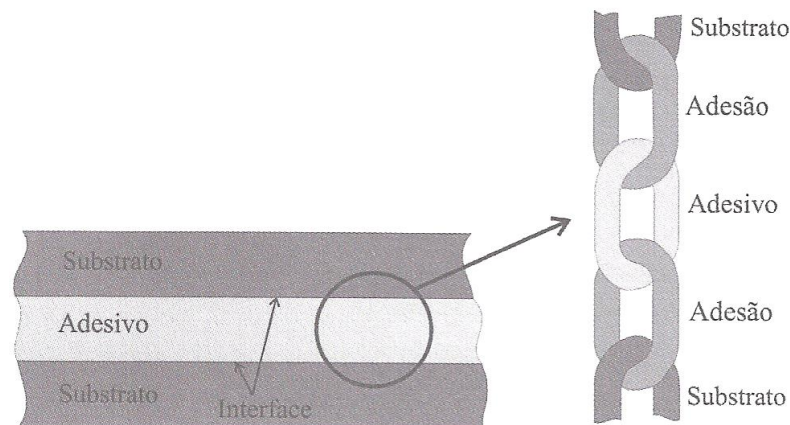


Figura 2.22 - Divisão de uma junta adesiva em cinco regiões (Silva, et al., 2007).

As superfícies dos materiais compósitos de matriz polimérica estão geralmente cobertas por agentes desmoldantes à base de silicone ou fluorocarboneto. É fundamental remover esses agentes antes da aplicação do adesivo. Embora os compósitos tenham geralmente uma superfície muito lisa (constituída pelo material polimérico da matriz), a obtenção de uma boa adesão é mais fácil nos que possuem uma matriz termoendurecível. No caso das matrizes em resina de epóxico (polímero termoendurecível), o processo recomendável é lavagem com detergentes ou solventes, seguido de uma lixagem para aumento da rugosidade superficial. Os

solventes utilizados são a acetona, tolueno, tricloroetileno e isopropanol, e a abrasão deve ser realizada com lixas finas, lâs metálicas ou por projecção de partículas metálicas (Moura, et al., 2005).

Relativamente às superfícies de madeira verifica-se que diferem muito em termos de rugosidade, porosidade e humidade consoante o tipo. A natureza das superfícies também se altera com o envelhecimento e oxidação, e a sua ligação é afectada pela presença de seiva, resina ou conservantes. De um modo geral, assume-se que os substratos acabados de cortar são os ideais para a colagem graças à sua porosidade. No entanto, há que ter cuidado para remover o pó do corte que fica à superfície (Silva, et al., 2007).

Admitindo o adesivo como parte integrante da estrutura onde está inserido, é importante garantir que a sua resistência seja equivalente à dos materiais constituintes da estrutura a ser colada. Nesta perspetiva, os adesivos podem ser classificados em dois grandes grupos, de acordo com o seu desempenho: os adesivos estruturais e os adesivos não-estruturais, sendo cada um dos grupos constituídos por várias famílias (figura 2.23).

ADESIVOS			
Estruturais		Não estruturais	
Fenólicos	fenólicos-vinílicos fenólicos-nitrilo fenólicos-policloropreno	Borrachas sintéticas	silicone policloropreno e nitrilo polisulfureto
Acrílicos	anaeróbicos cianoacrilatos	Poliésteres	
Poliuretano		Termofusíveis	
Poliamida		Inorgânicos	
Epóxido	epóxido-poliamida epóxido-polisulfureto epóxido-fenólicos epóxido-poliuretano epóxido-nitrilo		

Figura 2.23 - Classificação dos adesivos segundo o desempenho (Moura, et al., 2005).

A rotura nas juntas coladas pode ocorrer segundo três modos distintos: rotura coesiva no interior do adesivo, rotura adesiva na interface entre o substrato e o adesivo, e rotura de um dos substratos (figura 2.24). Nos casos em que a rotura ocorre por uma combinação daqueles modos designa-se por rotura mista. É geralmente aceite que a rotura adesiva se deve a uma má preparação das superfícies, embora estudos recentes mostrem que, em juntas coladas de sobreposição simples, existe variação de tensões ao longo da espessura do adesivo, e que os

valores máximos das tensões ocorrem junto à interface – fenómeno que pode explicar o aparecimento frequente da rotura adesiva (Moura, et al., 2005).

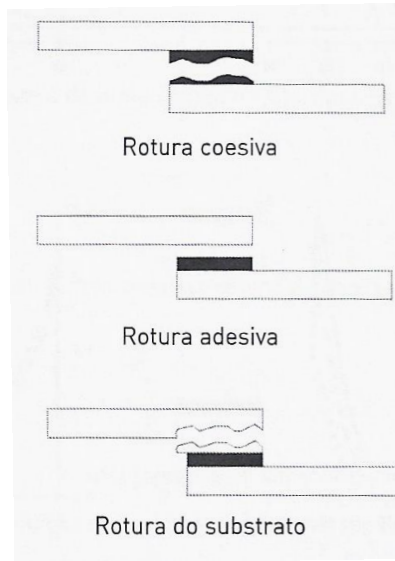


Figura 2.24- Representação esquemática dos diferentes modos de rotura em juntas coladas (Moura, et al., 2005).

Existem actualmente vários critérios que permitem prever a rotura do adesivo numa junta colada solicitada, uns baseando-se na teoria da Resistência dos Materiais e outros na da Mecânica da Fractura. Os modelos de dano coesivo, como o de elementos finitos de interface, enquadram-se nos critérios baseados na Mecânica da Fractura, que já foi anteriormente apresentado. Assim, o recurso ao modelo de dano coesivo formulado na secção 2.2.3.1 é válido no estudo da rotura dos adesivos estruturais.

2.5.1 Interação dos materiais compósitos com a madeira

A durabilidade e a resistência mecânica dos materiais compósitos em contacto com a madeira pode ficar comprometida quando estão expostos ao meio ambiente. Em ambientes húmidos, favoráveis ao aparecimento de micro-organismos na madeira, a interface fibra-matriz do compósito pode ser enfraquecida pela segregação e ácidos orgânicos libertados pelos fungos.

Motivados pela reduzida investigação nesta área, (Tascioglu, et al., 2002) estudaram a possibilidade de degradação dos materiais compósitos FRP na presença dos fungos existentes na madeira, responsáveis pela sua degradação. A presença dos fungos no compósito foi identificada experimentalmente por vias qualitativas (observação microscópica) e quantitativas (ensaio de ultra sons e ensaios mecânicos). Foi usado um compósito de fibra de vidro em resina fenólica, unidirecional, obtido por pultrusão, com uma considerável fracção volúmica de porosidade (25%). A elevada porosidade favorece a distribuição de humidade dentro do material, propiciando desse modo o crescimento de micro-organismos no seu interior. As

amostras de compósito a serem analisadas foram previamente expostas ao contacto de fungos e montadas entre dois blocos de madeira do grupo "*Southern yellow pine*" (nativo dos Estados Unidos), também contaminados, durante 24 semanas (figura 2.25). Após este procedimento, foi detectado um aumento de 1.5% (valor médio) do teor de humidade das amostras de FRP. Recorrendo ao ensaio de ultra-sons, constatarem-se alterações micro-estruturais no material, causadas provavelmente pelo enfraquecimento da interface de ligação fibra-matriz devido à acção dos fungos. A resistência interlaminar do compósito foi medida a partir de um ensaio de flexão em três pontos de acordo com a norma ASTM D2344 (figura 2.26), que impõe um rácio comprimento/altura do provete de 5/1 (ensaio largamente usado para avaliar as características da ligação fibra-matriz dos compósitos). Constataram que a redução da tensão de corte crítica para a rotura interlaminar pode chegar a 7.4% para certas espécies de fungos. A análise microscópica permitiu verificar a existência de fungos na interface fibra-matriz (figura 2.27), reforçando a hipótese da redução da resistência interlaminar do compósito ter sido causada pela acção dos fungos.

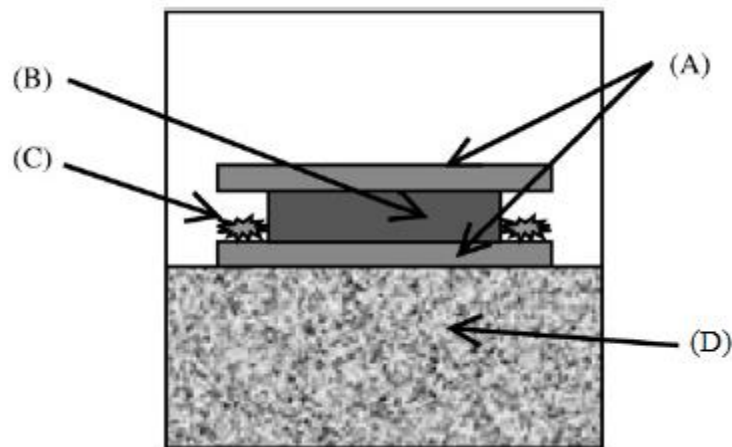


Figura 2.25 - Montagem das amostras de FRP à exposição dos fungos: A - blocos de madeira "*Southern yellow pine*"; B - compósito FRP; C - introdução de fungos; D – solo (Tascioglu, et al., 2002).

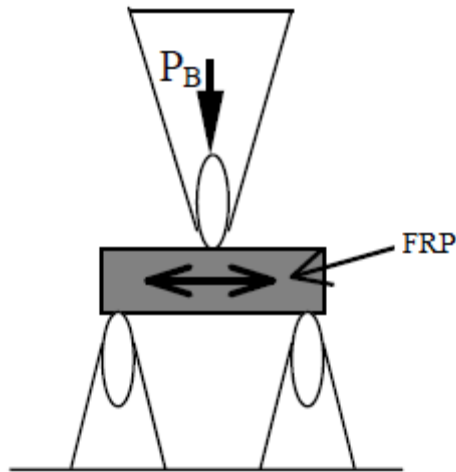


Figura 2.26 - Ensaio de flexão em três pontos de acordo com a norma ASTM D2344 (Tascioglu, et al., 2002).

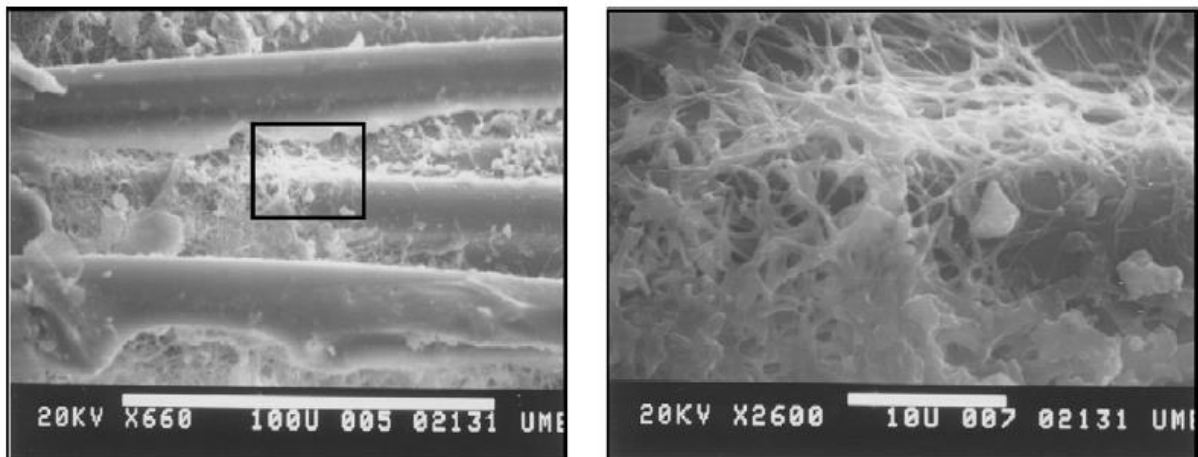


Figura 2.27 - À esquerda: crescimento de fungos na interface fibra-matriz; à direita: ampliação da zona assinalada na figura da esquerda (Tascioglu, et al., 2002).

Deste modo, verifica-se que a integridade dos materiais compósitos usados no reforço de estruturas de madeira pode ser consideravelmente afectada pela presença dos fungos da madeira. Deve por isso ser considerada a hipótese de adicionar aditivos químicos ao compósito durante o seu fabrico que previnam a intrusão destes micro-organismos, quando as condições climáticas de serviço o justifiquem.

Outros problemas relacionados com a interação entre estes dois materiais foram estudados por (Tingley & Cegelka, 1996) e (Dagher, 2000). As variações de humidade ambiente podem originar variações dimensionais entre 5% e 7% na madeira e até 0.01% nos materiais compósitos. Esta diferença de sensibilidade às variações de humidade, aliada ao facto de possuírem uma rigidez muito diferente, pode criar tensões de corte no adesivo suficientemente altas para levar ao descolamento dos dois materiais.

2.6 Soluções construtivas no reforço de estruturas de madeira

Nesta secção apresentam-se alguns estudos recentes sobre o reforço em estruturas de madeira. As desvantagens associadas aos materiais tradicionais para o reforço, como o aço e o alumínio, são bem conhecidas, tendo motivado muitos investigadores desta área a desenvolver novas soluções construtivas usando materiais compósitos. Além disso, tem-se assistido a um grande desenvolvimento destes materiais no sentido de se obter propriedades mecânicas mais atractivas, como a elevada rigidez e o baixo peso, ideais para o reforço estrutural. A variedade dos materiais compósitos é enorme, como descrito na secção 2.4, mas destacam-se desde já os compósitos reforçados em matriz polimérica (FRP – “*Fibre Reinforced Polymers*”), por possuírem exactamente as propriedades mecânicas requeridas no reforço estrutural: baixo peso, elevada rigidez, e elevada resistência mecânica. O reforço desses polímeros é feito tipicamente sob a forma de fibras de vidro (GFRP – “*Glass Fibre Reinforced Polymers*”), de carbono (CFRP – “*Carbon Fibre Reinforced Polymers*”) ou de aramida (AFRP – “*Aramid Fibre Reinforced Polymers*”). As fibras de carbono, apesar de serem mais caras, têm a vantagem de serem mais leves e resistentes que as fibras de vidro.

Plevris & Triantafillou (1992) estudaram o ganho da resistência mecânica de vigas de madeira quando reforçadas por placas de CFRP e GFRP, coladas na superfície inferior da viga (superfície à tracção) (figuras 2.28 e 2.29). Procederam a um estudo analítico e numérico do comportamento mecânico da viga reforçada, quando sujeita a solicitações de flexão (geradas por um ensaio de flexão em três pontos). Para isso, recorreram a um modelo de análise não linear de tensões, conhecido como modelo de Bazan-Buchanan, que considera um comportamento elasto-plástico para as fibras à compressão e um comportamento elástico-frágil para as fibras à tracção na madeira (figura 2.30). O objectivo principal do seu trabalho foi avaliar os ganhos de rigidez, ductilidade e de carga de rotura em função da quantidade de material FRP aplicado. Esta quantidade é dada pelo parâmetro ρ_{fc} , que representa a fracção de área transversal do FRP. Baseados em estudos feitos até à data, Plevris & Triantafillou (1992) concluíram que os compósitos unidireccionais permitem aumentar a rigidez estrutural e são os mais indicados para desempenhar este papel, tendo por isso optado por este tipo de compósitos. Através de uma abordagem analítica e numérica, constataram que a aplicação do reforço permite alterar o modo de rotura do provete, passando de uma fractura frágil para uma fractura dúctil, mesmo recorrendo a pequenas quantidades de material FRP (baixos valores de ρ_{fc}), como mostra a figura 2.31. Observaram que a carga máxima suportada pelo provete (ou momento máximo admissível na secção crítica) aumenta linearmente com o aumento de ρ_{fc} até um certo valor crítico, ρ_{fc}^* , a partir do qual se mantém constante. Constataram ainda um aumento

exponencial da ductilidade¹ e uma maior capacidade em manter a rigidez estrutural com o aumento de ρ_{fc} (figuras 2.32 e 2.33, respectivamente). Observa-se portanto uma elevada sensibilidade das características mecânicas do provete de madeira com a introdução do reforço FRP, tornando evidente a existência de um valor crítico de ρ_{fc} (ρ_{fc}^*) a partir do qual não compensa aumentar as dimensões do reforço. Verificaram que esse valor estaria associado à transição do mecanismo de rotura devido à fractura da madeira nas fibras tracionadas, para outro devido à plastificação das fibras comprimidas (“plastic hinge behaviour”), tal como foi sugerido anteriormente pela transição da rotura frágil para a rotura dútil com o aumento de ρ_{fc} . Por conseguinte, concluíram que o valor de ρ_{fc}^* depende de três parâmetros apenas: o rácio entre a deformação de rotura à tracção e a deformação de rotura à compressão da madeira ($\varepsilon_t/\varepsilon_c$); o rácio entre a deformação de rotura à compressão do FRP e a deformação de rotura à compressão da madeira ($\varepsilon_{fc}^*/\varepsilon_c$); e o rácio entre o módulo de elasticidade do FRP e o da madeira (E_{fc}/E_w), elaborando desta forma um diagrama útil para a determinação ρ_{fc}^* em função destes três parâmetros (figura 2.34). Dado o elevado custo dos materiais FRP (nomeadamente dos CFRP), pode não ser eficaz usar o valor dado por ρ_{fc}^* para o dimensionamento do reforço. No entanto, como foi mostrado, conseguem-se ganhos significativos de resistência para pequenos valores de ρ_{fc} (1%), garantindo assim uma elevada eficácia do reforço independentemente do valor de ρ_{fc} usado, desde que $\rho_{fc} < \rho_{fc}^*$. Toda esta abordagem analítica e numérica foi experimentalmente validada com sucesso. Mostram-se na figura 2.35 as curvas de força/deslocamento obtidas nos ensaios de flexão em três pontos, para provetes com dimensões de 30x51x760mm³, a uma distância entre apoios de 686mm. Para uma fracção de área ρ_{fc} de 0.0067, por exemplo, observa-se um ganho de 27.3%, 40% e 34% nos valores de carga máxima admissível, rigidez e ductilidade, respectivamente.

¹ A ductilidade da viga é definida como o rácio entre a curvatura máxima admissível e a curvatura verificada no início da deformação plástica.

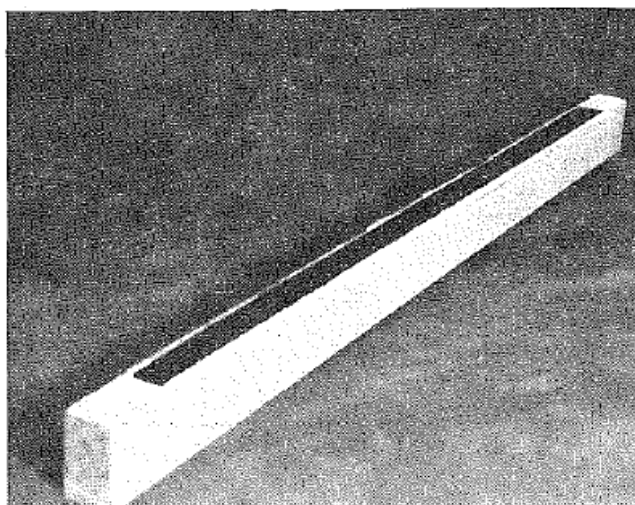


Figura 2.28 – Fotografia do provete de ensaio (Plevris & Triantafillou, 1992).

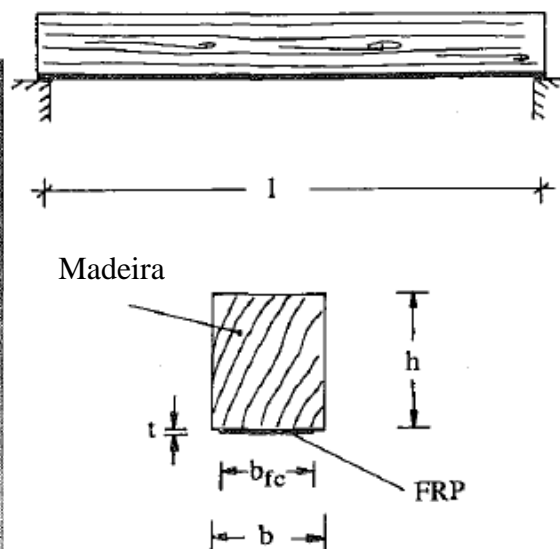


Figura 2.29 – Solução construtiva adoptada por (Plevris & Triantafillou, 1992) no reforço de vigas de madeira.

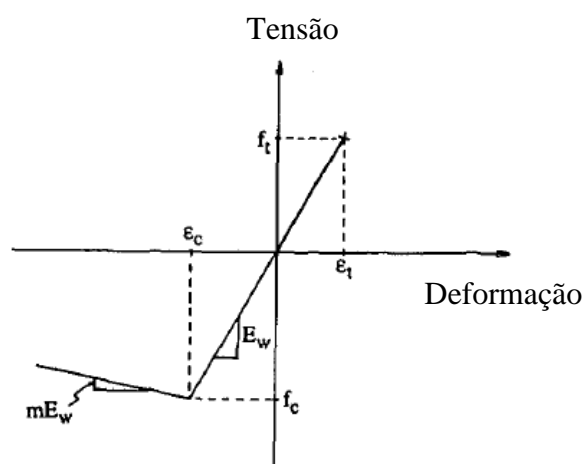


Figura 2.30 – Relação de tensão-deformação segundo o modelo de Bazan-Buchanan para a madeira (Plevris & Triantafillou, 1992).

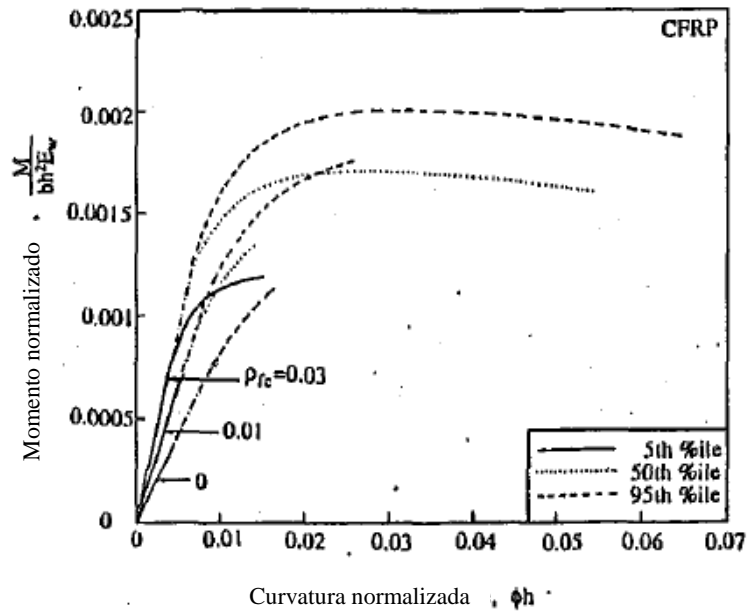


Figura 2.31 – Curvas de momento/curvatura para diferentes valores de ρ_{fc} (valores normalizados) (Plevris & Triantafillou, 1992).

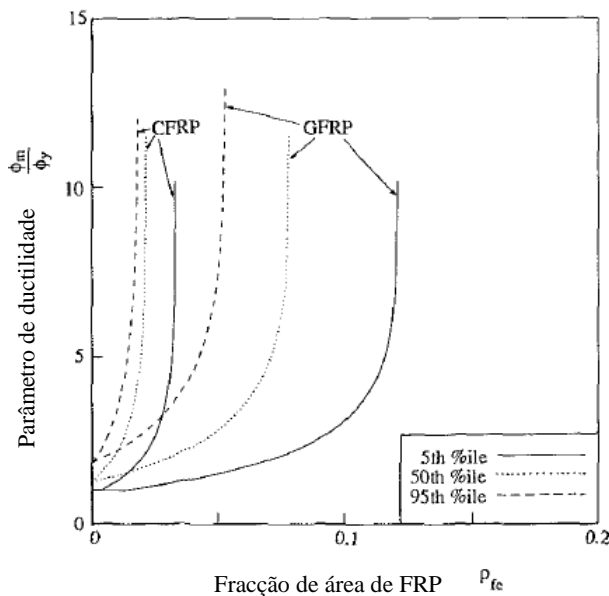


Figura 2.32 – Evolução da ductilidade em função de ρ_{fc} (Plevris & Triantafillou, 1992).

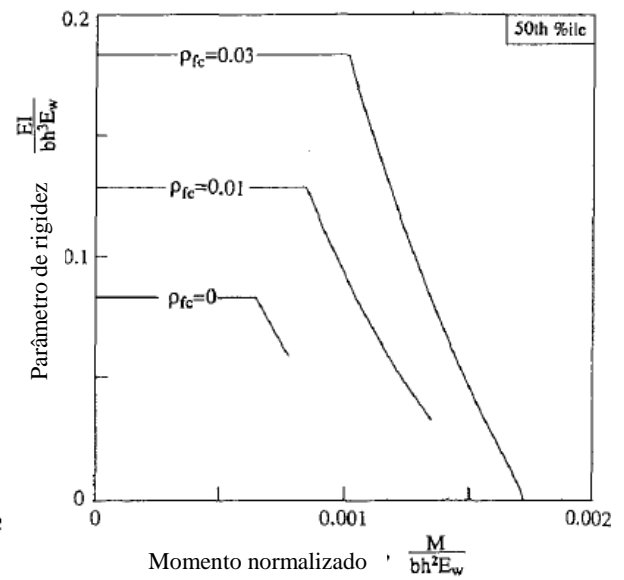


Figura 2.33 – Evolução da rigidez à flexão em função de ρ_{fc} (Plevris & Triantafillou, 1992).

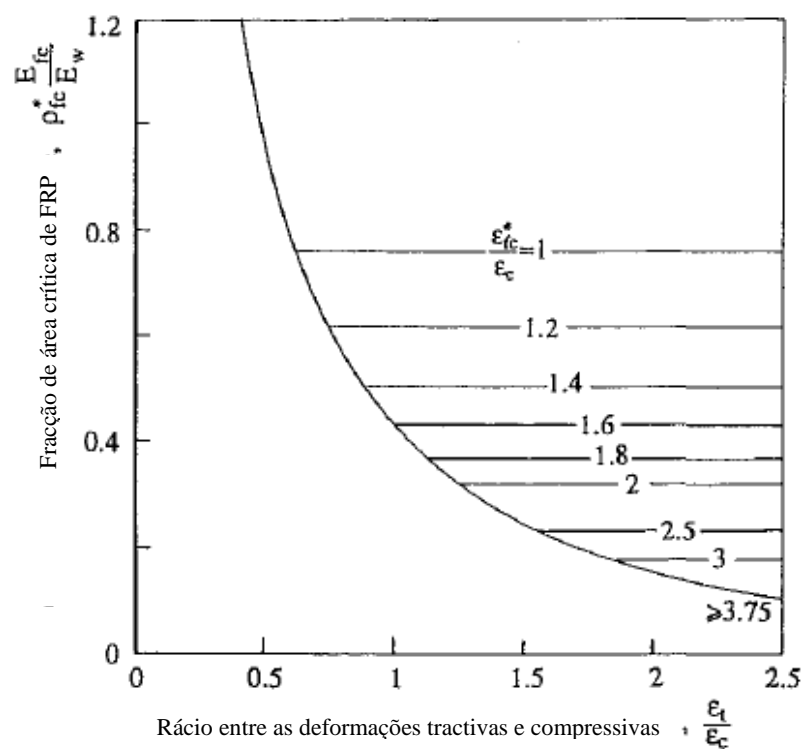


Figura 2.34 – ρ_{fc}^* em função das propriedades do compósito e da madeira (Plevris & Triantafillou, 1992).

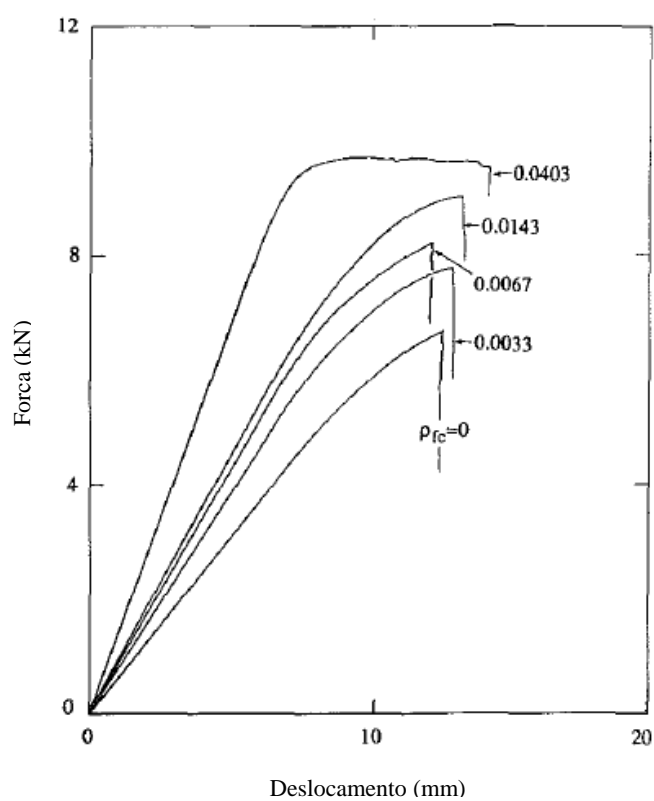


Figura 2.35 – Curvas força/deslocamento obtidas no trabalho de (Plevris & Triantafillou, 1992).

Posteriormente, Triantafillou estendeu o seu estudo aplicando placas de CFRP pré-tracionadas no modelo anterior (Triantafillou & Deskovic, 1992). Desenvolveram um modelo analítico (validado experimentalmente) capaz de prever a pré-tensão máxima admissível no material compósito que garantisse a integridade da estrutura após a remoção da carga. Este modelo assentou na análise das tensões de corte que se desenvolvem na superfície inferior da viga de madeira durante a remoção do pré-esforço, permitindo calcular as tensões de corte máximas que a madeira é capaz de suportar sem entrar em regime plástico. As tensões de corte máximas foram obtidas em função de parâmetros como a espessura do adesivo e da placa de CFRP. Posteriormente, estudaram o comportamento à flexão deste modelo, de forma semelhante à que foi feita em Plevris & Triantafillou (1992), com uma pré-tensão aplicada ao reforço de 620MPa. Concluíram que este método permite aumentar significativamente a carga de rotura da viga. A figura 2.36 mostra as curvas força/deslocamento obtidas após os ensaios de flexão em três pontos, registando ganhos de 20% e 7% nos valores da carga de rotura e de rigidez, respectivamente, relativamente ao caso não pré-tensionado. Quanto à ductilidade, obteve-se uma redução de 54%.

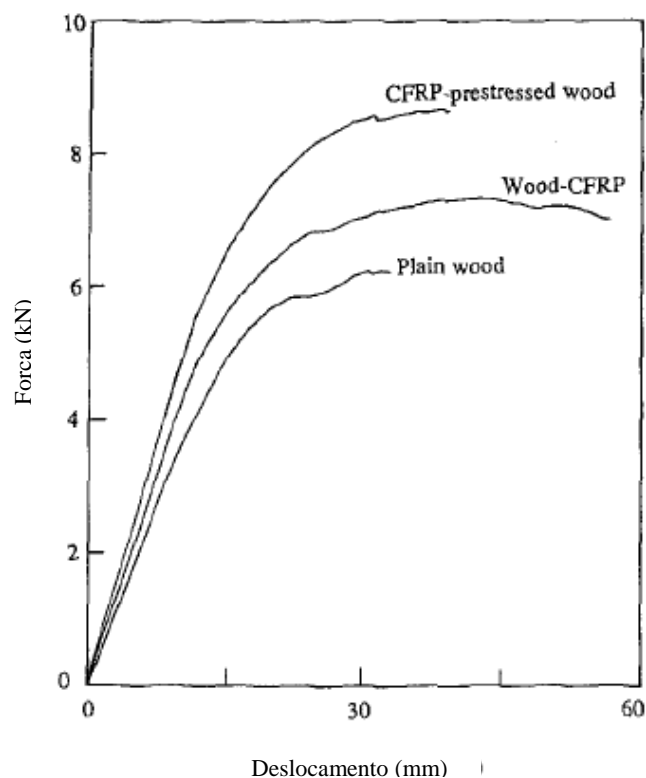


Figura 2.36 - Curvas força/deslocamento obtidas por um ensaio de flexão em três pontos (700mm de vão) realizado no trabalho de Triantafillou & Deskovic (1992). Dimensões da secção de madeira: 30x40mm²; dimensões da secção de CFRP: 30x1mm² ($\rho_R=0.025$).

Mais tarde, Triantafillou estudou o efeito da aplicação de placas de FRP na superfície lateral da viga de madeira para melhorar a resistência ao esforço cortante (Triantafillou, 1998). Dado que a maioria da investigação feita no reforço de estruturas de madeira estava direcionada para melhorar a resistência à flexão, a falta de estudos para aumentar a resistência ao corte constituiu o principal motivo para o desenvolvimento do seu trabalho. Assim, o autor procedeu a um estudo analítico de uma viga sujeita a um ensaio de flexão recorrendo aos conceitos da Teoria da Elasticidade, no sentido de averiguar a eficácia do reforço em função do tipo e da quantidade de material FRP colado na região onde o esforço cortante é máximo (figuras 2.37a e 2.37b). Sendo n o rácio entre módulo de elasticidade do FRP e da madeira, constatou que o ganho de resistência ao corte com a introdução das placas de reforço é aproximadamente linear com o aumento de ρ_{frp} e n , e com a diminuição de h_{frp}/h (figuras 2.38a e 2.38b). Com isto, concluiu que o valor de h_{frp}/h deve ser tão baixo quanto possível, e definiu o limite desse quociente a partir do qual (para valores abaixo desse limite) a rotura da madeira antecede a rotura do FRP (figura 2.39). Concluiu ainda que a eficácia do reforço é maximizada se as fibras do FRP estiverem orientadas longitudinalmente ao eixo da viga.

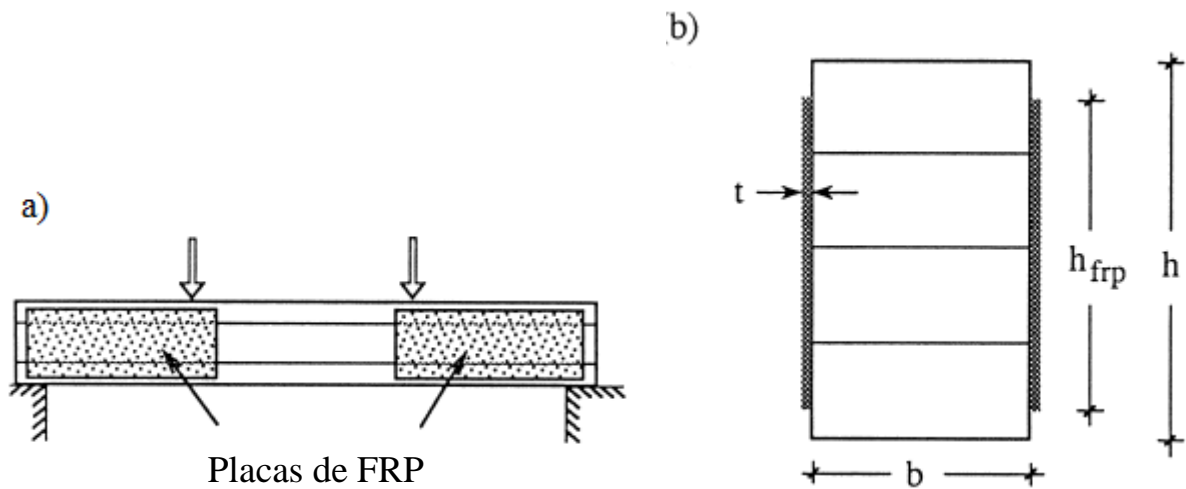
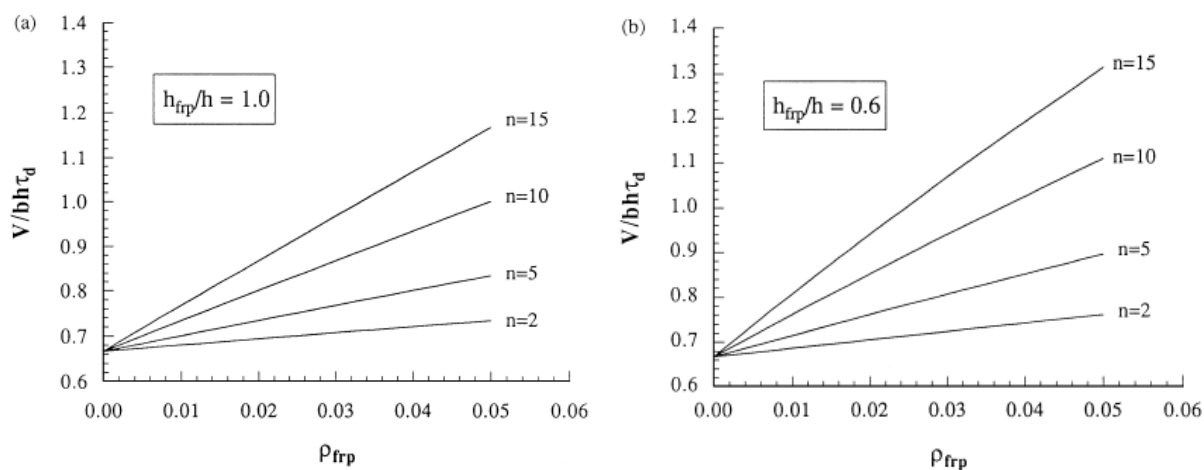


Figura 2.37 – a) Solução construtiva adoptada; b) Secção transversal da viga reforçada (Triantafillou, 1998).



Figuras 2.38a e 2.38b – Resistência ao corte normalizada para vigas reforçadas em função de ρ_{frp} , sendo V o esforço transversal e τ_d a tensão de corte na madeira (Triantafillou, 1998).

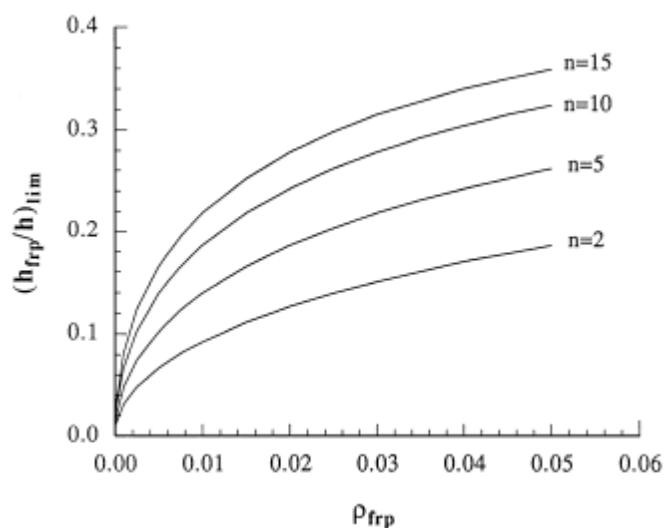


Figura 2.39 – Limite do quociente h_{frp}/h em função de ρ_{frp} (Triantafillou, 1998).

(Gentile, et al., 2002) procederam ao estudo analítico e experimental do comportamento de vigas de madeira reforçadas com barras de GFRP, introduzidas em rasgos longitudinais maquinados na superfície lateral da viga, com diferentes fracções volúmicas ρ (figura 2.40). Estudaram também o efeito de escala, repetindo os ensaios experimentais para provetes com o dobro das dimensões. A resistência das vigas foi avaliada com ensaios de flexão em quatro pontos, tendo sido obtidos ganhos até 46% na carga máxima admissível, 5 a 7% na rigidez (apenas no caso das vigas de grandes dimensões) e 64% na ductilidade (valor médio), em relação às vigas não reforçadas. É de referir, no entanto, que estes ganhos podem ser significativamente mais baixos se a viga não reforçada, usada como elemento de comparação, estiver isenta de defeitos. A observação visual do ensaio permitiu constatar que a presença dos reforços bloqueiam a propagação das fendas (“*crack arresters*”), permitindo que a viga suporte uma maior deformação. Verificaram também que a introdução das barras de GFRP alteram o modo de rotura dos provetes: em mais de metade dos ensaios das vigas reforçadas observaram que a rotura se iniciou nas fibras à compressão, originando uma rotura dúctil, ao contrário do que se verificou nas vigas não reforçadas, onde a rotura se iniciou pelas fibras à tracção, causando uma rotura frágil. Este fenómeno foi também observado por Johns & Lacroix (2000). A eficácia da colagem das barras de GFRP à madeira foi avaliada pela monitorização das deformações na secção crítica através da montagem de extensómetros, tendo-se constatado uma boa adesão entre os dois materiais. Relativamente ao efeito de escala, não observaram diferenças significativas em termos de tensão máxima admissível, distribuição de tensões e modos de rotura. Verificaram apenas uma menor dispersão de resultados nas curvas de força/deslocamento, talvez por uma distribuição mais homogénea de defeitos na madeira.

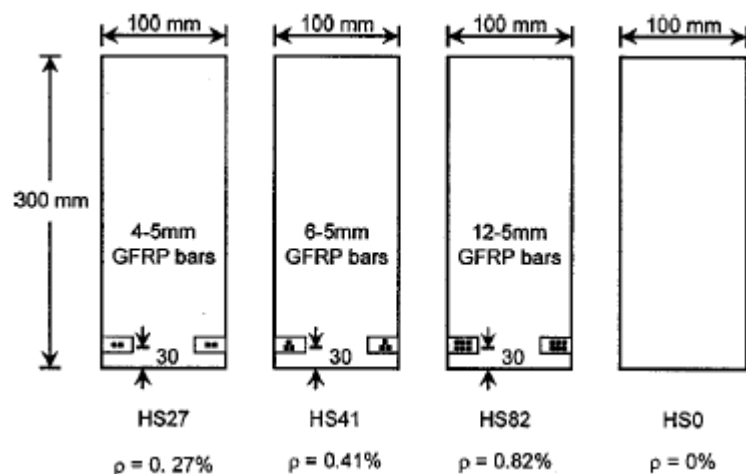


Figura 2.40 - Solução construtiva adoptada por Gentile, et al. (2002) para o reforço de vigas em madeira.

Fiorelli & Dias (2003) estudaram o efeito da aplicação de placas de GFRP e CFRP na superfície inferior de uma viga de madeira, sujeita à flexão (figura 2.41). Desenvolveram um modelo analítico capaz de determinar o momento máximo admissível na secção crítica, admitindo que o comportamento da viga obedece aos princípios da teoria de Navier-Bernoulli: as secções da viga permanecem planas e perpendiculares ao seu eixo durante o ensaio de flexão. Esta hipótese foi validada experimentalmente com a montagem de extensómetros na superfície da viga (Et1-Et5 na figura 2.41), permitindo constatar que as condições impostas pela teoria de Navier-Bernoulli se verificavam. Obtiveram aumentos de rigidez na ordem dos 15 a 30% usando placas de CFRP com fracção volúmica ρ de 0.4%, ou placas de GFRP com fracção volúmica ρ de 1.0%.

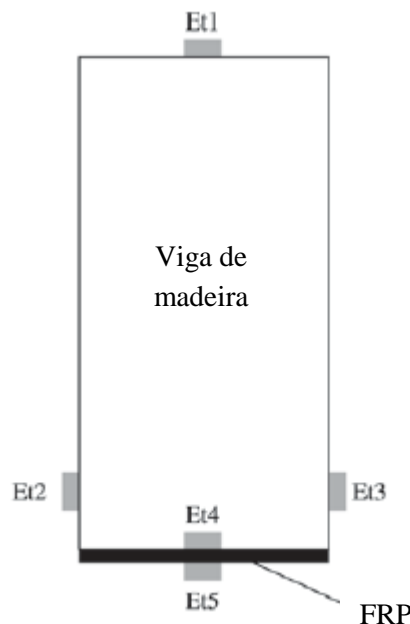


Figura 2.41 - Solução construtiva para reforço de vigas em madeira adoptada por (Fiorelli & Dias, 2003), montada com extensómetros Et1, Et2, Et3, Et4 e Et5.

Borri, et al. (2004) estudaram o ganho de resistência à flexão de uma viga de madeira reforçada por vários métodos, usando placas e barras de FRP. Abordaram o problema em dois estágios: em primeiro lugar, formularam um modelo analítico capaz de prever os esforços que se desenvolvem na secção rectangular de uma viga reforçada com duas placas de FRP (figura 2.42), recorrendo ao modelo de Bazan-Buchanan. Impondo a condição de eixo-neutro, determinaram o momento máximo admissível para essa secção, considerando dois modos possíveis de rotura: por fractura das fibras tracionadas ou por plasticidade das fibras comprimidas. Testes experimentais feitos noutros estudos mostraram que a aplicação do reforço é mais eficiente na zona à tração. Tendo em conta estes resultados, a segunda parte do trabalho consistiu em realizar ensaios de flexão em 4 pontos a vigas reforçadas com placas e barras de CFRP segundo 4 métodos distintos (figuras 2.43a, 2.43b, 2.43c e 2.43d). As dimensões dos

provetes de madeira foram de $200 \times 200 \times 4000 \text{ mm}^3$, e as dos reforços de $0.165 \times 100 \times 3400 \text{ mm}^3$ para o caso das placas (dimensões de uma placa, figura 2.43a), e $20 \times 10 \times 3600 \text{ mm}^3$ no caso das barras. No caso das placas coladas nas arestas da viga (figura 2.43b), as dimensões de comprimento e espessura foram iguais às do caso da figura 2.43a, com 50mm de largura na horizontal e na vertical. O ensaio de flexão em 4 pontos foi realizado com uma distância entre apoios de 3600mm. Concluíram que o maior ganho na carga máxima admissível, relativamente ao estado não-reforçado, é obtido pela aplicação de três placas de CFRP sobrepostas na superfície inferior da viga ($\rho=0.123\%$), no valor de 60.3%, associado a um ganho de rigidez de 29.2%. Para os restantes casos obtiveram ganhos próximos daquele valor, excepto no caso de uma barra de CFRP (figura 2.43d) onde o ganho obtido foi de 28.9% para a carga de rotura. É de referir que a solução de placas coladas nas arestas, caso da figura 2.43b com $\rho=0.082\%$, ofereceu um ganho para a carga de rotura de 55%, evidenciando uma grande economia de material relativamente ao caso da figura 2.43a para obter resultados semelhantes. Repetiram-se os mesmos testes com reforços pré-traccionados não se tendo verificado melhorias nos resultados.

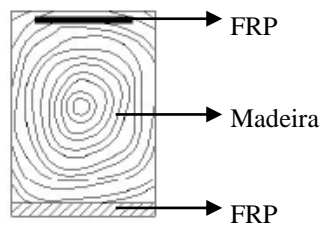


Figura 2.42 - Secção da viga usada na formulação analítica (Borri, et al., 2004).

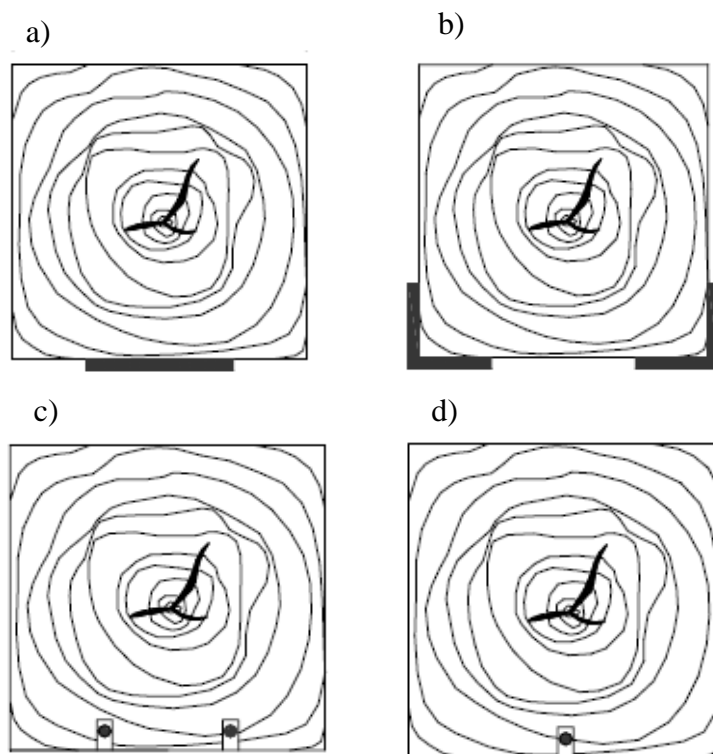


Figura 2.43 - Soluções construtivas adoptadas no estudo de (Borri, et al., 2004).

Amy & Svecova (2004) estudaram a reabilitação de vigas de madeira usadas na construção de pontes, no Canadá. Estas vigas têm a particularidade de apresentar uma mudança brusca de secção junto às extremidades (apoios), responsáveis pela criação de concentrações de tensões nessa zona. Nessas condições, a formação de fracturas nessa região é altamente provável, bem como a sua propagação ao longo da viga. Para prevenir a ocorrência desse fenómeno, Amy & Svecova, 2004) estudaram a eficácia da aplicação de placas de GFRP coladas na superfície traccionada (inferior) e de barras de GFRP introduzidas dentro da viga ($\rho=0.0075$) (figuras 2.44 e 2.45). A resistência foi avaliada recorrendo a ensaios de flexão em três pontos, tendo sido obtido ganhos de 22% no valor da carga de rotura (valor médio) e 56% na ductilidade, relativamente ao estado não reforçado. A rigidez permaneceu inalterada. Estes valores são conservativos visto que as vigas não reforçadas (testadas para comparação) foram escolhidas com o número mínimo de defeitos.

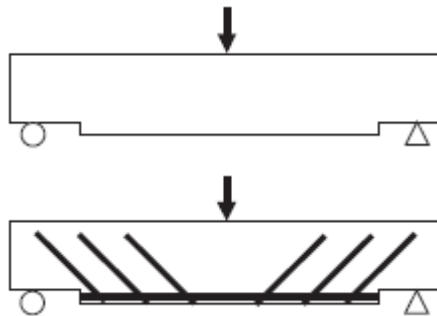


Figura 2.44 - Solução construtiva para reforço de vigas de madeira adoptada por Amy & Svecova (2004).

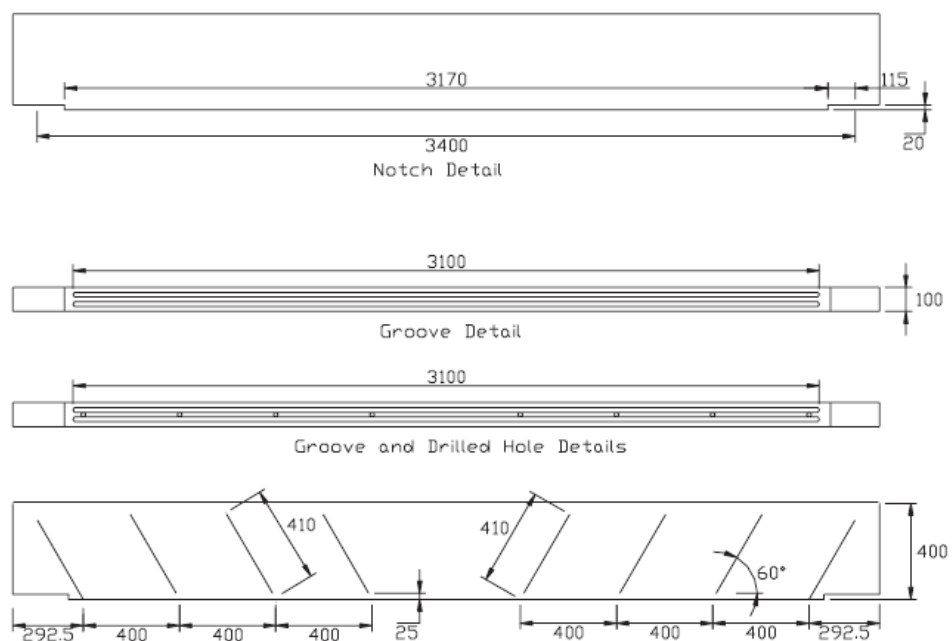


Figura 2.45 - Dimensões geométricas das vigas reforçadas no estudo de Amy & Svecova (2004) (dimensões em milímetros).

Motlagh, et al. (2008), motivados pela reabilitação de construções antigas em madeira, estudaram a eficácia da aplicação de placas de GFRP nas superfícies superior e inferior de uma viga de madeira solicitada à flexão, de secção $25 \times 25 \text{ mm}^2$ (figura 2.46). A sua resistência foi avaliada por ensaios de flexão em três pontos, com 360mm entre apoios. Verificaram que é possível obter ganhos na carga de rotura, rigidez, e ductilidade até 57.1%, 9.6% e 85%, respectivamente, pela aplicação de três placas na superfície inferior e uma na superfície superior ($\rho=0.100$). Nestas condições, a rotura caracterizou-se por uma fractura dúctil das fibras comprimidas. Com a aplicação de apenas três placas na superfície inferior ($\rho=0.056$), os ganhos de carga de rotura e de rigidez foram, respectivamente, de 31.8% e 46%. Deste modo, concluíram que o baixo preço dos GFRP e a possibilidade de serem fornecidos em placas transparentes (vantagem estética), faz deles uma alternativa viável aos CFRP para este tipo de aplicações, se a sua resistência for suficiente nas condições de serviço.

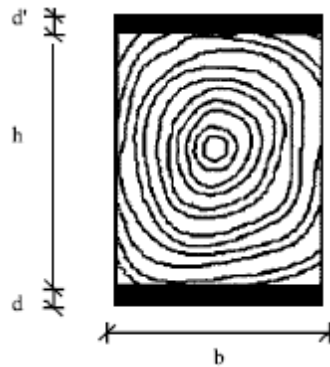


Figura 2.46 - Solução construtiva adoptada por (Motlagh, et al., 2008).

Alhayek & Svecova (2012) procederam a um estudo analítico e experimental do comportamento de vigas de madeira à flexão, reforçadas com barras de GFRP na zona à tracção e na zona à compressão (figura 2.47). Recorreram a vigas com 4500mm de comprimento, focando-se essencialmente na variação da rigidez. Verificaram no entanto um aumento de 36% na carga de rotura com a introdução do reforço na zona à tracção ($\rho=0.012$) em relação à viga não reforçada, e constataram que a introdução das barras na região à compressão não traz quaisquer benefícios em termos de resistência à flexão. Relativamente à rigidez, registaram ganhos de 3% no caso das vigas reforçadas na zona à tracção, e 3.5% para o caso das vigas reforçadas nas zonas à tracção e à compressão. A comparação dos resultados experimentais com outros obtidos em estudos desta área, permitiu concluir que o aumento da rigidez só é significativo se o rácio entre comprimento da viga e sua altura não for superior a 8.5. Nestes casos, verifica-se um aumento linear da rigidez com o aumento da fracção volúmica do reforço ρ .

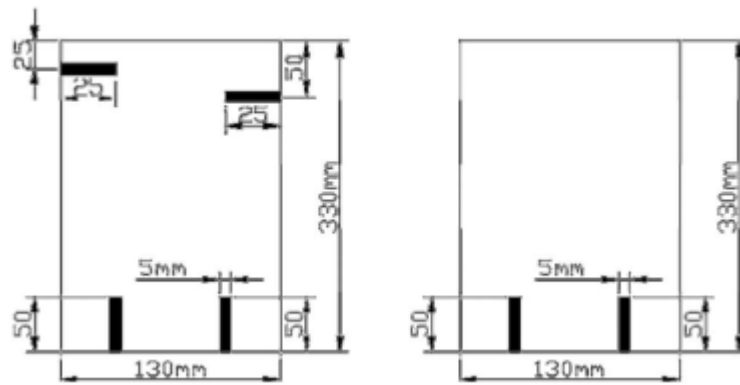


Figura 2.47 - Solução construtiva para o reforço de vigas de madeira adoptada por Alhayek & Svecova (2012). À esquerda: aplicação do reforço nas zonas à tracção e compressão; à direita: aplicação do reforço apenas na zona à tracção.

Recentemente, García, et al. (2013) estudaram a possibilidade de reforçar vigas de madeira solicitadas à flexão, envolvendo a sua superfície inferior (à tracção) com compósitos reforçados em fibras de carbono e em fibras de basalto (figuras 2.48 e 2.49). As fibras de basalto possuem propriedades mecânicas idênticas às fibras de vidro, sendo mais baratas que as fibras de carbono. Combinadas com uma matriz de resina de epóxico em camadas unidireccionais, as fibras de basalto foram aplicadas em diferentes quantidades (280g/m^2 e 600g/m^2), possibilitando desta forma o estudo do efeito da densidade de fibra no material compósito. O mesmo foi feito para as fibras de carbono, combinadas com resina de epóxico em camadas unidireccionais (300g/m^2), e com argamassa de epóxico em camadas bidireccionais (160g/m^2 e 210g/m^2). Recorreram a provetes de madeira de pinho nórdico (“*Pinus Sylvestris*”) para os ensaios experimentais, com dimensões de secção $78 \times 155\text{mm}^2$. Realizaram um ensaio de flexão em três pontos, com 1000mm de distância entre apoios, notando um aumento da carga de rotura e da rigidez da viga à flexão, independentemente do tipo de reforço usado. Os resultados obtidos estão apresentados na tabela 2.4. Verificaram que o aumento da densidade de fibra no compósito diminui a carga máxima suportada. Os maiores ganhos de carga de rotura foram obtidos pela aplicação de duas camadas de compósito em fibra de carbono com densidade de fibra mais baixa, aplicada em camadas bidireccionais. Constataram ainda que os compósitos de fibras de basalto unidireccionais permitem obter melhores resultados em termos de carga de rotura do que os em fibra de carbono unidireccionais. Com isto, concluíram que o uso de compósitos em camadas bidireccionais é vantajoso nesta solução construtiva, e que o reforço de compósitos em fibras de basalto pode constituir uma alternativa viável às fibras de carbono, visto serem mais baratas.

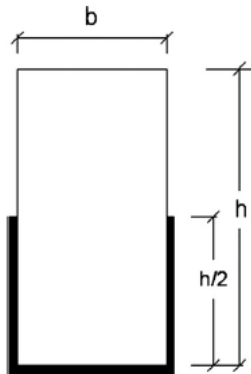


Figura 2.48 - Solução construtiva adoptada por (García, et al., 2013) para reforço de vigas em madeira (vista da secção).



Figura 2.49 – Fotografia das vigas reforçadas (vista da face inferior) (García, et al., 2013).

Tabela 2.4 - Resultados dos ensaios de flexão no trabalho de García, et al. (2013)

Fibra do compósito	Densidade de fibra	Distribuição das fibras	Fracção de área ρ	Ganho de carga de rotura (%)	Ganho de rigidez (%)
Carbono (2 camadas)	Baixa	Bidireccional	0.0015	43.5	190
Carbono (1 camada)	Baixa	Bidireccional	0.0008	41.1	
Basalto	Baixa	Unidireccional	0.0020	24.6	170
Basalto	Alta	Unidireccional	0.0043	14.9	
Carbono	-	Unidireccional	0.0032	3.5	120

2.6.1 Estudo comparativo das soluções construtivas apresentadas

Considerando os estudos apresentados, o reforço de vigas de madeira a partir de materiais compósitos pode ser interno ou externo, consoante é aplicado dentro ou fora viga, respectivamente. Em qualquer um dos casos, a união entre os dois materiais é feita por um adesivo estrutural, responsável pela transmissão dos esforços da madeira para o compósito durante o ensaio de flexão. A garantia da estabilidade estrutural fica deste modo dependente do bom desempenho do adesivo, e por esse motivo as superfícies da madeira e do compósito devem ser preparadas adequadamente, a escolha do adesivo deve ser ponderada, e os tempos de cura devem ser respeitados.

Relativamente aos resultados globais dos trabalhos apresentados, observa-se, numa primeira análise, alguma disparidade dos resultados obtidos, sendo até, por vezes, contraditórios entre eles. No entanto, uma análise detalhada permite retirar algumas conclusões interessantes. A tabela 2.5 apresenta um resumo dos ganhos de força máxima suportada, rigidez e ductilidade obtidos em cada um dos estudos, sendo útil na análise dos trabalhos apresentados. Assim, observa-se que:

- Em todas as soluções construtivas, verifica-se um aumento da carga de rotura com o aumento da fracção volúmica de FRP ρ aplicado;
- À excepção do trabalho de Motlagh, et al. (2008), verifica-se que a melhoria das características mecânicas da viga é conseguida com baixos valores de ρ , tipicamente entre 0.08% e 1.43%;
- Os ganhos significativos de rigidez foram obtidos pelos trabalhos de (Plevris & Triantafillou, 1992), (Fiorelli & Dias, 2003), (Borri, et al., 2004) e (García, et al., 2013). Estes trabalhos apresentam soluções construtivas semelhantes, consistindo na aplicação de placas de FRP na superfície inferior da viga (à tracção). Os autores admitem que a sua aplicação atrasa a delaminação da madeira;
- A aplicação do reforço na zona à tracção provoca uma mudança no modo de rotura da viga, passando de uma rotura frágil para uma rotura dúctil, envolvendo uma maior zona de plasticidade criada pelas fibras comprimidas (Plevris & Triantafillou, 1992) (Johns & Lacroix, 2000) (Gentile, et al., 2002) (Motlagh, et al., 2008);
- Não se observa nenhuma relação nas dimensões dos provetes (efeito de escala), tal como concluíram Gentile, et al. (2002) no seu trabalho;
- A melhoria da resistência mecânica de cada viga está dependente da quantidade inicial de defeitos na madeira, uma vez que o ganho de resistência à flexão é menos evidente nas vigas com poucos defeitos (Amy & Svecova, 2004) (Alhayek & Svecova, 2012);
- Verifica-se que as secções da viga se mantêm planas durante o ensaio de flexão. As deformações da secção são medidas recorrendo a extensómetros montados na viga, permitindo também avaliar o desempenho do adesivo, através da comparação das deformações do compósito com as da madeira (Fiorelli & Dias, 2003) (Gentile, et al., 2002);
- Os modelos analíticos formulados de acordo com a teoria de Bazan-Buchanan mostram grande eficácia na previsão da carga de rotura das vigas reforçadas (Plevris & Triantafillou, 1992).

Como aspectos contraditórios, salientam-se os seguintes:

- Orientação ideal para as fibras do compósito: Plevris & Triantafillou (1992) constataram pela sua pesquisa bibliográfica que os compósitos unidirecionais são os ideais para esta aplicação. Os trabalhos de Gentile, et al. (2002) e Fiorelli & Dias (2003) reforçam esta observação, registando ganhos significativos de resistência recorrendo a compósitos com fibras unidirecionais nos seus ensaios experimentais. No entanto, García, et al. (2013) verificaram experimentalmente que a aplicação de CFRP com orientação de fibras bidirecional permite obter resultados ligeiramente melhores que os CFRP com fibras unidirecionais. Deste modo, embora se verifique uma tendência para o uso de compósitos unidirecionais, não se pode garantir que estes sejam os ideais para qualquer solução construtiva;
- Benefícios da aplicação de pré-tensão ao reforço: Plevris & Triantafillou (1992) e Borri, et al. (2004) estudaram o efeito da aplicação de pré-esforço aos seus modelos, tendo chegado a resultados diferentes. Plevris & Triantafillou (1992) conseguiram aumentos de 20% e 7% nos valores de carga de rotura e de rigidez, respectivamente, enquanto que Borri, et al. (2004) não observaram quaisquer melhorias. Dado que as soluções construtivas de ambos os trabalhos são idênticas entre si, consistindo na aplicação de placas de FRP na superfície inferior da viga, a diferença dos resultados pode estar relacionada com o valor da pré-tensão aplicada. De facto, no trabalho de Borri, et al. (2004) o valor da pré-tensão aplicada corresponde a 25-35% da carga de rotura da madeira, tendo o autor reconhecido posteriormente que esse valor poderia ser superior. No caso de Plevris & Triantafillou (1992), o valor da pré-tensão aplicada foi equivalente a 97% do valor máximo admissível, previamente calculado, notando-se um melhor aproveitamento da capacidade do reforço neste trabalho.

Tabela 2.5 - Resumo dos resultados obtidos nos estudos apresentados.

Referência	Dimensão da secção (mm ²)	Distância entre apoios (mm)	Tipo de ensaio	Fracção de área de FRP ρ (%)	Ganho de força máxima admissível (%)	Ganho de rigidez (%)	Ganho de ductilidade (%)
(Plevris & Triantafillou, 1992)	30x51	686	Flexão em 3 pontos	0.67 de CFRP	27.3	40	34
				1.43 de CFRP	40.0		
(Gentile, et al., 2002)	100x300	4000	Flexão em 4 pontos	0.82 de GFRP	18.0 – 46.0	-	64
(Fiorelli & Dias, 2003)	60x120	3000	Flexão em 4 pontos (ASTM D198-84)	1.00 de GFRP ou 0.40 de CFRP	-	15 – 30	-
(Borri, et al., 2004)	200x200	3600	Flexão em 4 pontos	0.12 de CFRP	60.3	29	-
				0.08 de CFRP	55.0	30	
(Amy & Svecova, 2004)	100x400	3400	Flexão em 3 pontos (ASTM D198-99)	0.75 de GFRP	22.0 (valor conservativo)	0	56
(Motlagh, et al., 2008)	25x25	360	Flexão em 3 pontos (ASTM D143)	10.00 de GFRP	57.1	10	85
				5.60 de GFRP	31.8	0	46
(Alhayek & Svecova, 2012)	130x330	4500	Flexão em 3 pontos (ASTM D198)	1.20 de GFRP	36.0	3 – 3.5	-
(García, et al., 2013)	78x155	1000	Flexão em 3 pontos	0.15 de CFRP	43.5	190	0
				0.08 de CFRP	41.1		
				0.20 de BFRP	24.5	170	
Média (para CFRP)				0.42 de CFRP	44.5	59.8	17

2.7 Ensaios mecânicos

A avaliação do desempenho de um protótipo pode ser efectuada através de ensaios mecânicos. Dependendo das propriedades que se pretendem medir, existem vários tipos de ensaios: ensaios de tracção, ensaios de compressão, ensaios de corte, ensaios de flexão, e ensaios de fractura. Dá-se especial enfoque nesta secção aos ensaios de flexão visto que foram os usados na avaliação da resistência dos protótipos.

Os ensaios de flexão estão largamente vulgarizados, dada a simplicidade dos procedimentos e dos equipamentos necessários, sendo objecto de várias normas, como a ASTM (*American Society for Testing Materials*). Os ensaios de flexão podem-se dividir em dois tipos, em função da forma como é aplicada a carga: ensaios de flexão em três pontos e ensaios de flexão em quatro pontos (figuras 2.50 e 2.51, respectivamente). O ensaio de flexão em quatro pontos tem a vantagem de gerar uma zona considerável de momento flector constante sem corte transversal. Neste tipo de ensaio, o deslocamento máximo é medido através de um transdutor de deslocamentos, enquanto que no ensaio de flexão em três pontos usa-se habitualmente o deslocamento do cabeçote da máquina, a menos de correcções para a flexibilidade do sistema de transmissão da carga. Apesar das referidas vantagens do ensaio de flexão em quatro pontos, a sua utilização só se justifica em casos muito específicos, dado que requer um dispositivo de ensaios mais complexo. Por essa razão, o ensaio de flexão em três pontos é muito mais utilizado (Moura, et al., 2005).

A escolha correcta da altura do provete h e da distância entre apoios L é particularmente importante nos provetes constituídos por camadas unidireccionais, dado que o elevado rácio E_1/G_{13} acentua os efeitos de corte transversal e a baixa resistência ao corte interlaminar pode provocar danos prematuros. Relativamente ao diâmetro dos roletes, deve ser seguida uma solução de compromisso entre a possibilidade de danificação local do provete e o rigor da distância entre suportes L . Todas estas dimensões estão especificadas pelas normas ISO e ASTM (Moura, et al., 2005).

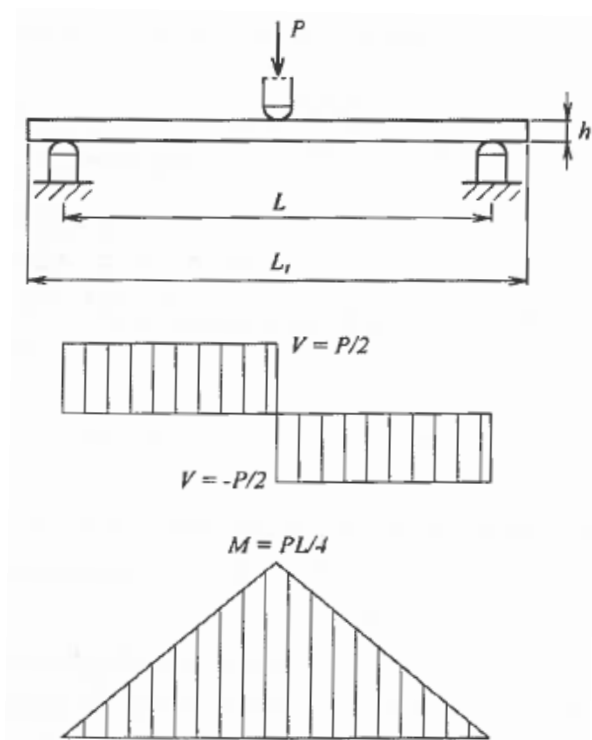


Figura 2.50 - Ensaio de flexão em três pontos com os diagramas de esforço de corte V e de momento flector M (Moura, et al., 2005)

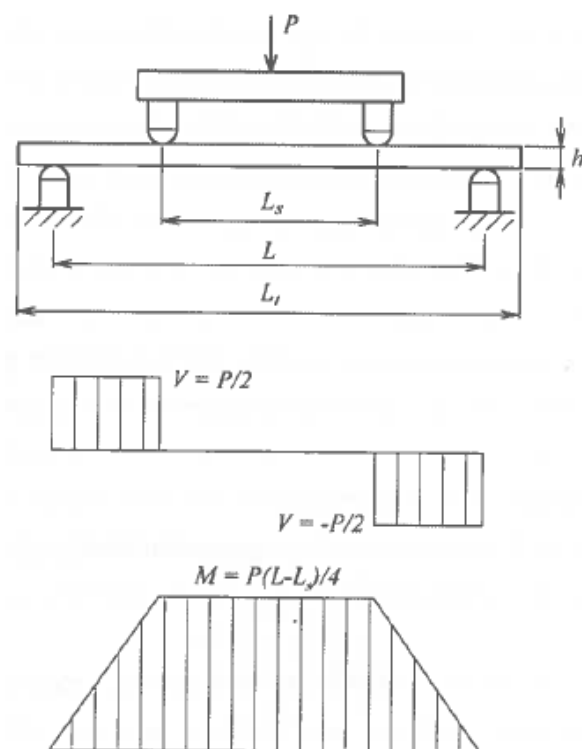


Figura 2.51 - Ensaio de flexão em quatro pontos com os diagramas de esforço de corte V e de momento flector M (Moura, et al., 2005).

3 Trabalhos realizados

Este trabalho iniciou-se com a construção de um modelo de elementos finitos para simular o comportamento de uma viga de madeira reforçada com um compósito CFRP, sujeita a um ensaio de flexão em 3 pontos. Nesta etapa, definiu-se a geometria do provete e construíram-se vários modelos, cada um deles com diferentes dimensões de reforço. Simulou-se o ensaio de flexão e recolheram-se as curvas força/deslocamento de cada modelo. Em seguida, procedeu-se à construção do provete de madeira reforçado e realizaram-se os ensaios de flexão em 3 pontos no laboratório, tendo-se obtido as curvas força/deslocamento para cada provete. A comparação dos resultados laboratoriais e numéricos levou a um processo de ajuste do modelo numérico de forma a obter resultados mais próximos com os do ensaio laboratorial. Assim, a última etapa deste trabalho consistiu em validar o modelo numérico com o objectivo de estudar o efeito da variação de algumas dimensões do reforço, não analisadas experimentalmente.

3.1 Geometria e fabricação dos provetes

A geometria dos provetes está representada nas figuras 3.1 e 3.2. A sua construção foi realizada a partir de uma ripa de madeira de pinheiro bravo ("*Pinus Pinaster*"), com dimensões de 20x20x360mm³, contendo entre 2 a 5 anéis de crescimento. Recorrendo a uma fresa, abriu-se um rasgo longitudinal a todo o seu comprimento e introduziu-se uma barra de compósito pré-impregnado em matriz de epóxico reforçado com fibra de carbono (Texipreg HS 160 RM) (figura 3.3). A união entre os dois materiais foi efectuada por intermédio de um adesivo estrutural baseado numa combinação de resina de epóxico com cargas especiais (Sikadur®-30) (anexo A). Apresentam-se nas tabelas 3.1 e 3.2 as propriedades elásticas da madeira e do pré-impregnado, respectivamente.

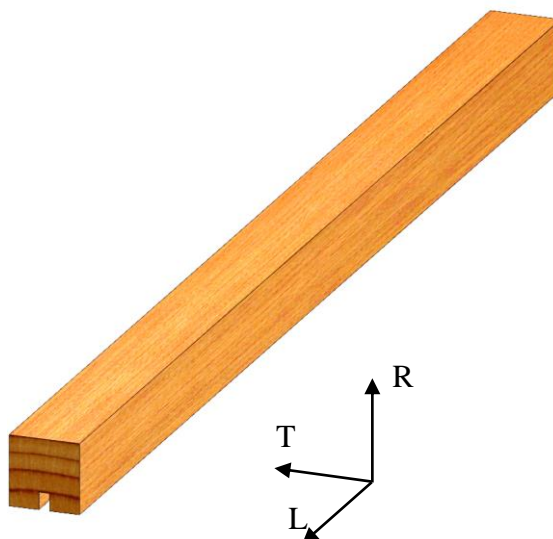


Figura 3.1 - Provete de madeira reforçado usado neste trabalho (com 3 anéis de crescimento).

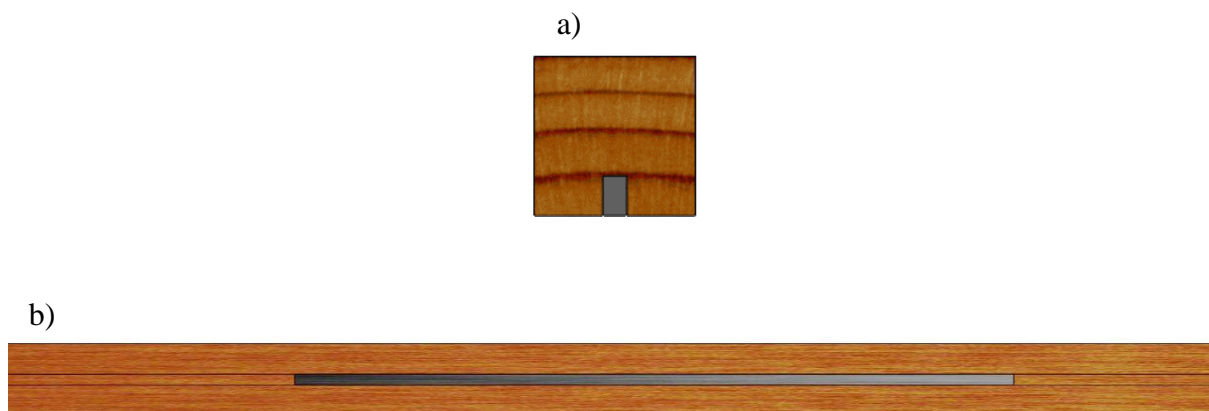


Figura 3.2 - a) Vista de topo; b) vista de baixo.

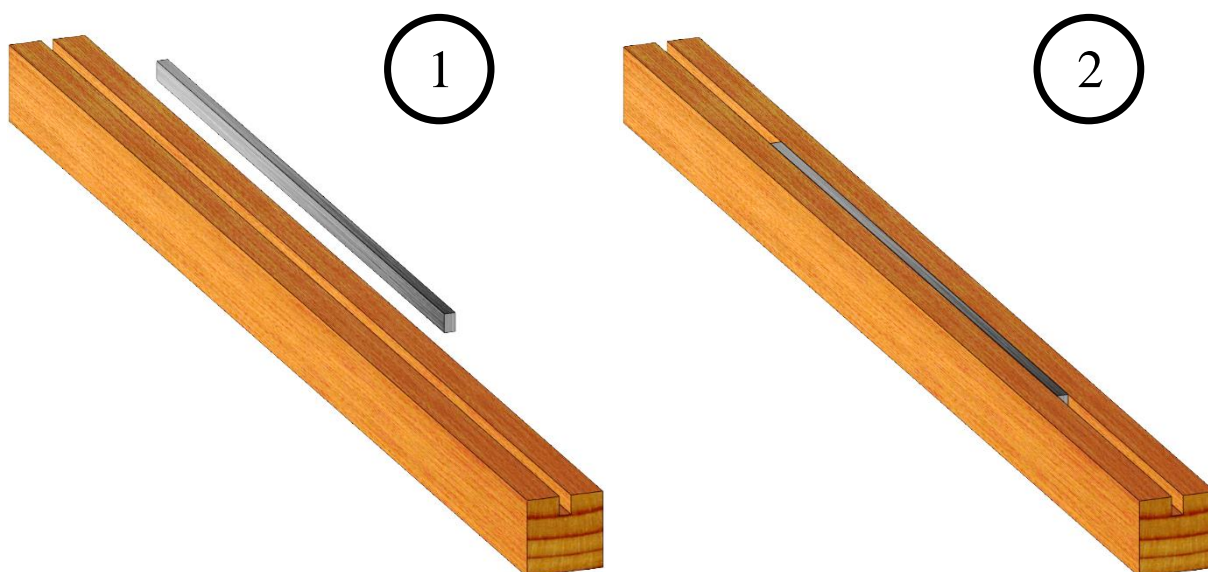


Figura 3.3 - Sequência de montagem do reforço nos provetes de madeira.

Tabela 3.1 - Propriedades elásticas da madeira de pinheiro bravo (Oliveira, et al., 2009)

E_L (GPa)	E_R (GPa)	E_T (GPa)	ν_{LR}	ν_{LT}	ν_{RT}	G_{LR} (GPa)	G_{LT} (GPa)	G_{RT} (GPa)
12.0	1.9	1.01	0.47	0.51	0.59	1.12	1.04	0.17

Tabela 3.2 - Propriedades elásticas do pré-impregnado Texipreg HS 160 RM (Dourado, et al., 2011) (Morais, et al., 2002) (Campilho, et al., 2005).

E_1 (GPa)	E_2 (GPa)	E_3 (GPa)	ν_{12}	ν_{13}	ν_{32}	G_{12} (GPa)	G_{13} (GPa)	G_{23} (GPa)
130.0	11.0	11.0	0.25	0.25	0.4	6.00	6.00	3.2

A barra de compósito, que constitui o reforço da viga de madeira, foi aplicada com 200mm de comprimento (parâmetro LC) em 5 alturas diferentes (parâmetro H): 1mm, 3mm, 5mm, 7mm, e 9mm. Para a altura H de 5mm, foi aplicada com 3 comprimentos LC diferentes: 200mm, 230mm e 260mm. A largura manteve-se constante em todos os provetes: 3mm. A tabela 3.3 organiza todos estes dados, designando cada provete segundo a nomenclatura $LCxHy$, onde x representa o comprimento da barra de compósito e y a sua altura, em milímetros. Em cada provete marcaram-se os pontos de apoio nos roletes, distantes de 30mm das extremidades, garantindo uma distância de 300mm entre os apoios na máquina de ensaios. Estas dimensões estão representadas na figura 3.4 através de uma vista em corte do provete.

Tabela 3.3 - Dimensões geométricas das barras de reforço em compósito.

Proвете	Nº de exemplares	Altura H (mm)	Comprimento LC (mm)
LC200H1	3	1	200
LC200H3	3	3	200
LC200H5	6	5	200
LC230H5	3	5	230
LC260H5	3	5	260
LC200H7	3	7	200
LC200H9	3	9	200

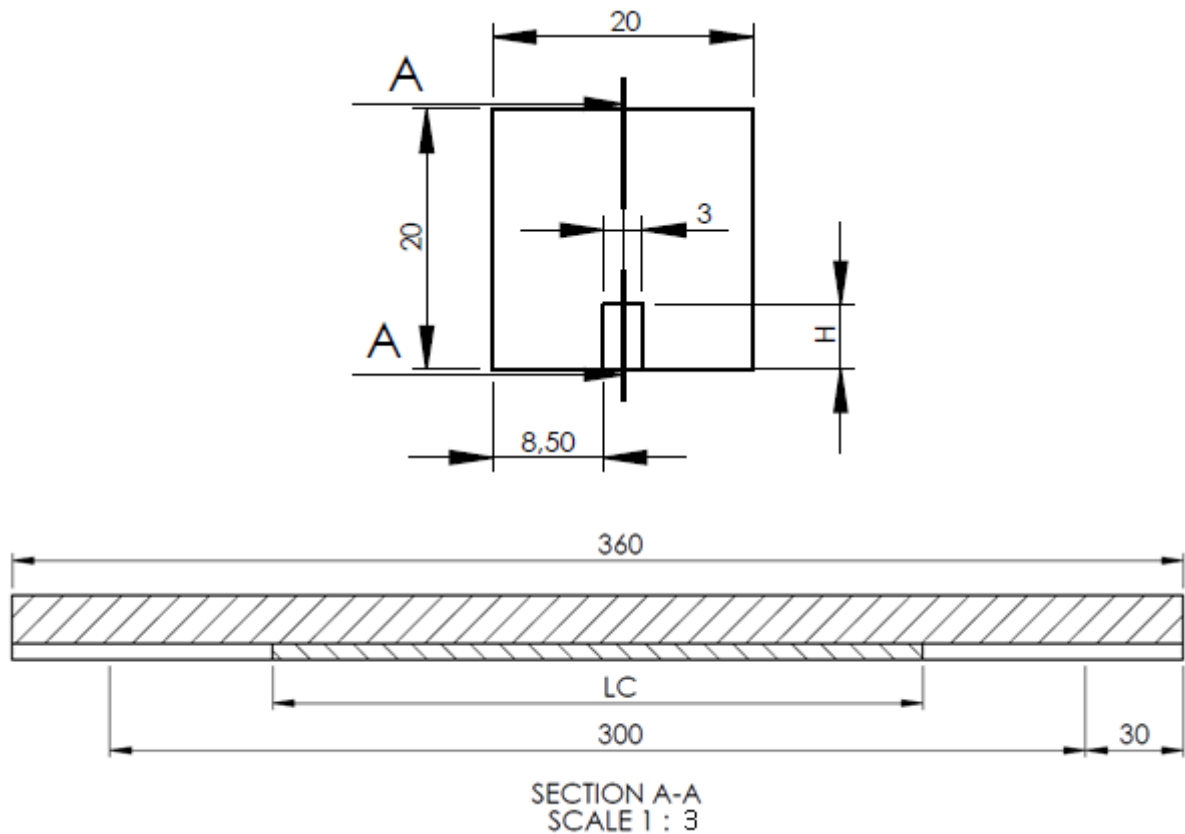


Figura 3.4 - Vista em corte do provete reforçado, onde LC e H representam o comprimento e a altura da barra de reforço, respectivamente.

3.2 Simulação numérica

3.2.1 Construção do modelo

Recorrendo ao *software* comercial Abaqus®, foi construído um modelo numérico tridimensional capaz de simular o ensaio de flexão em 3 pontos do provete descrito anteriormente. O modelo foi constituído por elementos sólidos tridimensionais de 8 nós e por elementos finitos de interface previamente desenvolvidos por Moura, et al. (1997) e Gonçalves, et al. (2000). Estes elementos, também chamados elementos coesivos, baseiam-se num modelo de dano progressivo baseado no uso indirecto da Mecânica da Fractura, tal como descrito na secção 2.2.3.1. Como se verá adiante, embora os elementos coesivos desta simulação sejam maioritariamente solicitados em modo II, considera-se um modelo de dano em modo misto I+II+III para contabilizar a contribuição de todos os modos de deformação. Vários modelos foram criados, cada um deles com dimensões específicas de comprimento LC e altura H da barra de reforço. Estes modelos foram identificados segundo a mesma nomenclatura usada nos provetes dos ensaios laboratoriais – $LC \times H_y$, estando a cada um deles associada uma fracção volumica de reforço ρ específica (tabela 3.4). O número de nós, elementos sólidos e elementos

coesivos de cada modelo é independente do comprimento LC , variando apenas com a altura H da barra de reforço. Apresenta-se nas figuras 3.5 a 3.8 o modelo correspondente ao provete LC200H7. A figura 3.6 mostra o reforço CFRP isolado da viga de madeira, onde são visíveis os elementos coesivos, representados por uma cruz no vértice de cada elemento sólido. As condições fronteira foram aplicadas de igual forma aos nós da aresta inferior de cada face de topo, restringindo o seu movimento na direção y (movimento vertical), tal como o apoio nos roletes o impõe. A restrição do movimento na direção x foi aplicada a um nó apenas (nó da ponta – detalhe da figura 3.5), permitindo assim a contração do material por efeito de Poisson. Com o intuito de melhorar a precisão dos resultados, optou-se por refinar a malha ao longo do comprimento do modelo onde é ligado o reforço, dado que a rotura ocorrerá previsivelmente pelo seu descolamento. No entanto, sabe-se por experiência que a mudança de secção e de malha na mesma zona pode gerar imprecisão nos resultados da simulação, visto que introduz concentração de tensões na vizinhança. Assim, o comprimento do refinamento foi estendido ligeiramente além do comprimento do reforço (detalhe da figura 3.7).

Tabela 3.4 - Dimensão de cada modelo numérico.

Modelos	ρ (%)	Nº de nós	Nº de elementos sólidos	Nº de elementos coesivos
LC200H1	0.50	19048	3232	320
LC230H1	0.58			
LC260H1	0.65			
LC200H3	1.53			
LC230H3	1.76			
LC260H3	1.99			
LC200H5	2.60	20178	3552	480
LC230H5	2.99			
LC260H5	3.38			
LC200H7	3.69			
LC230H7	4.25			
LC260H7	4.80			
LC200H9	4.83	21308	3872	640
LC230H9	5.55			
LC260H9	6.27			

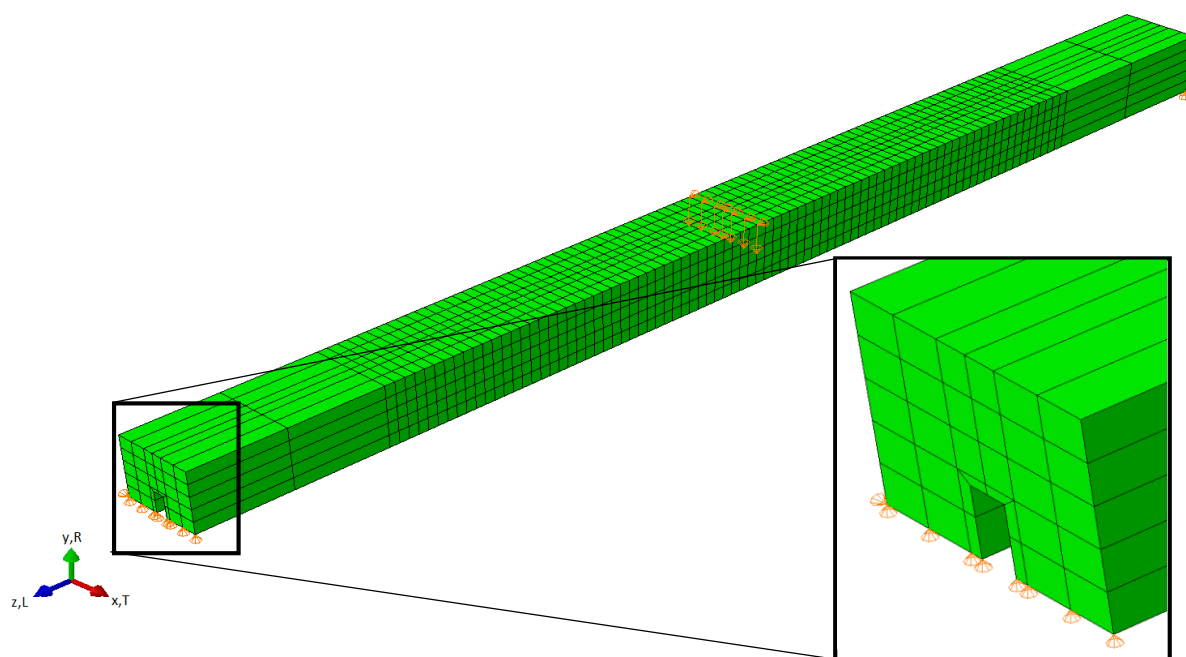


Figura 3.5 - Modelo LC200H7 preparado para ensaio de flexão em três pontos. Representação das condições fronteira (em detalhe) e da aplicação de carga.

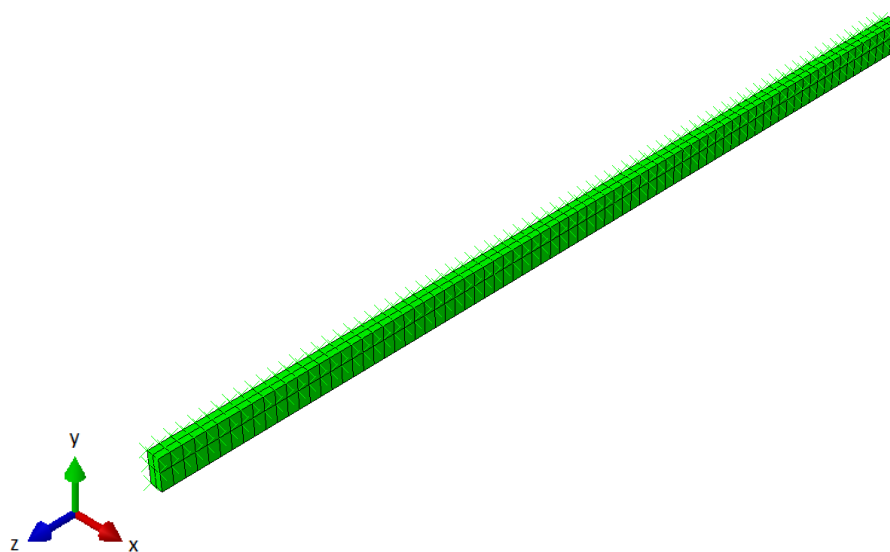


Figura 3.6 - Representação isolada do reforço com os elementos coesivos (marcados por cruzes).

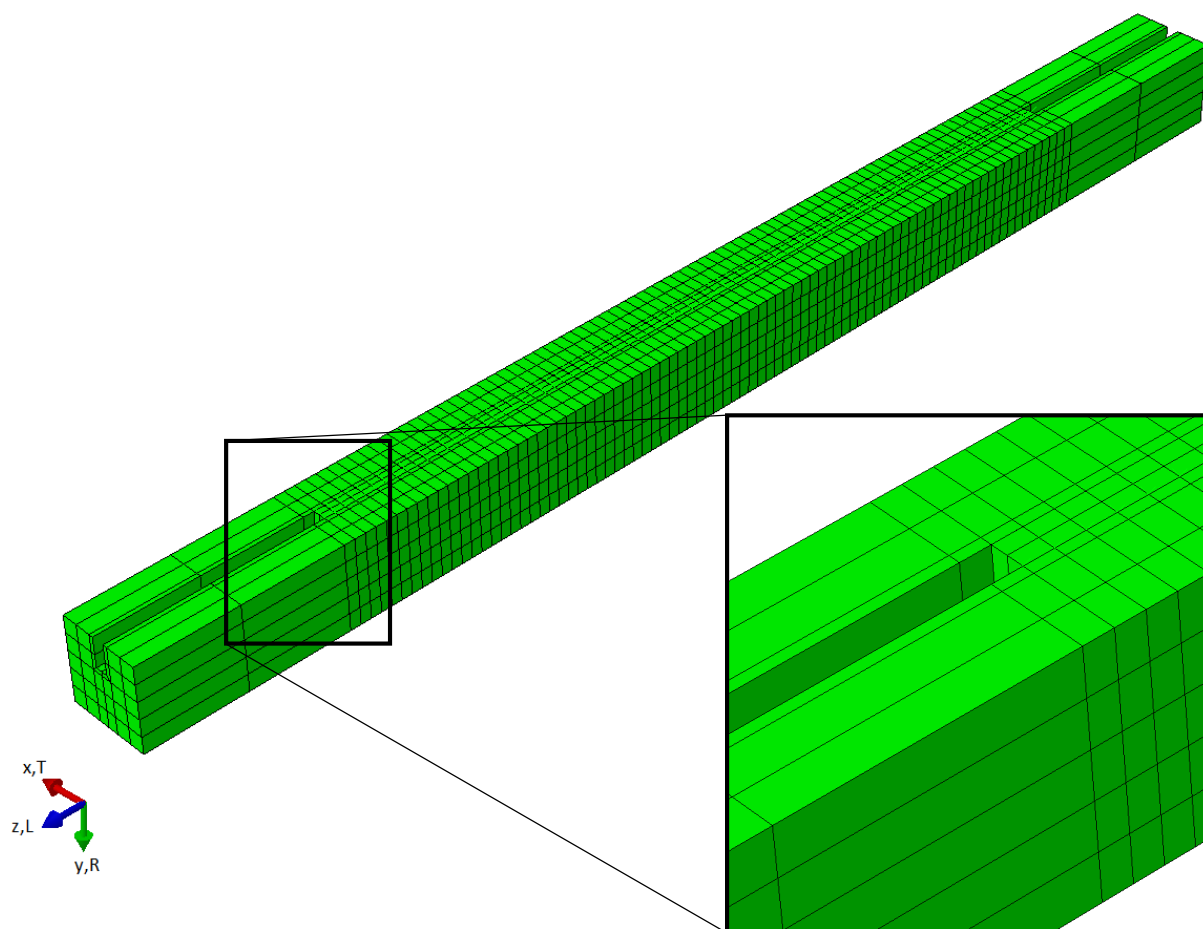


Figura 3.7 - Modelo LC200H7 com representação em detalhe da transição do refinamento da malha.

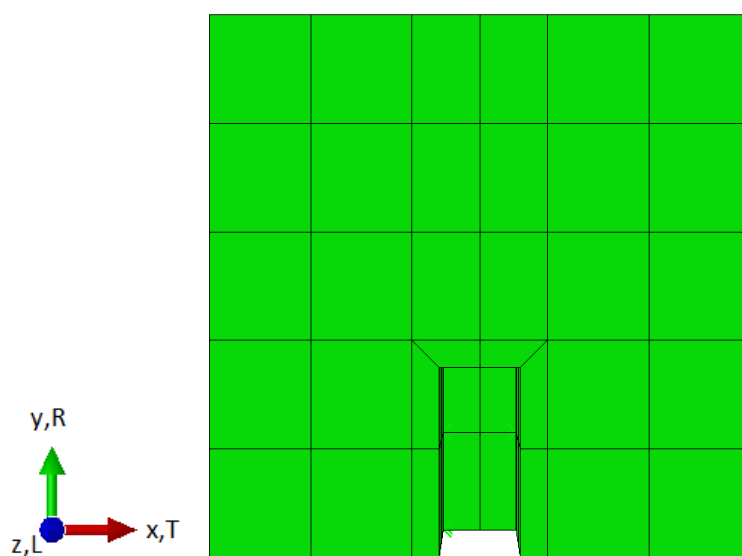


Figura 3.8 – Configuração da malha para o modelo LC200H7 (vista de topo).

A construção dos restantes modelos foi similar à do modelo LC200H7 apresentado acima. É de referir que o aumento de comprimento do reforço *LC* implica um maior comprimento de malha refinada, e que a variação da altura *H* requer ligeiras modificações na configuração da malha (figuras 3.9a a 3.9d).

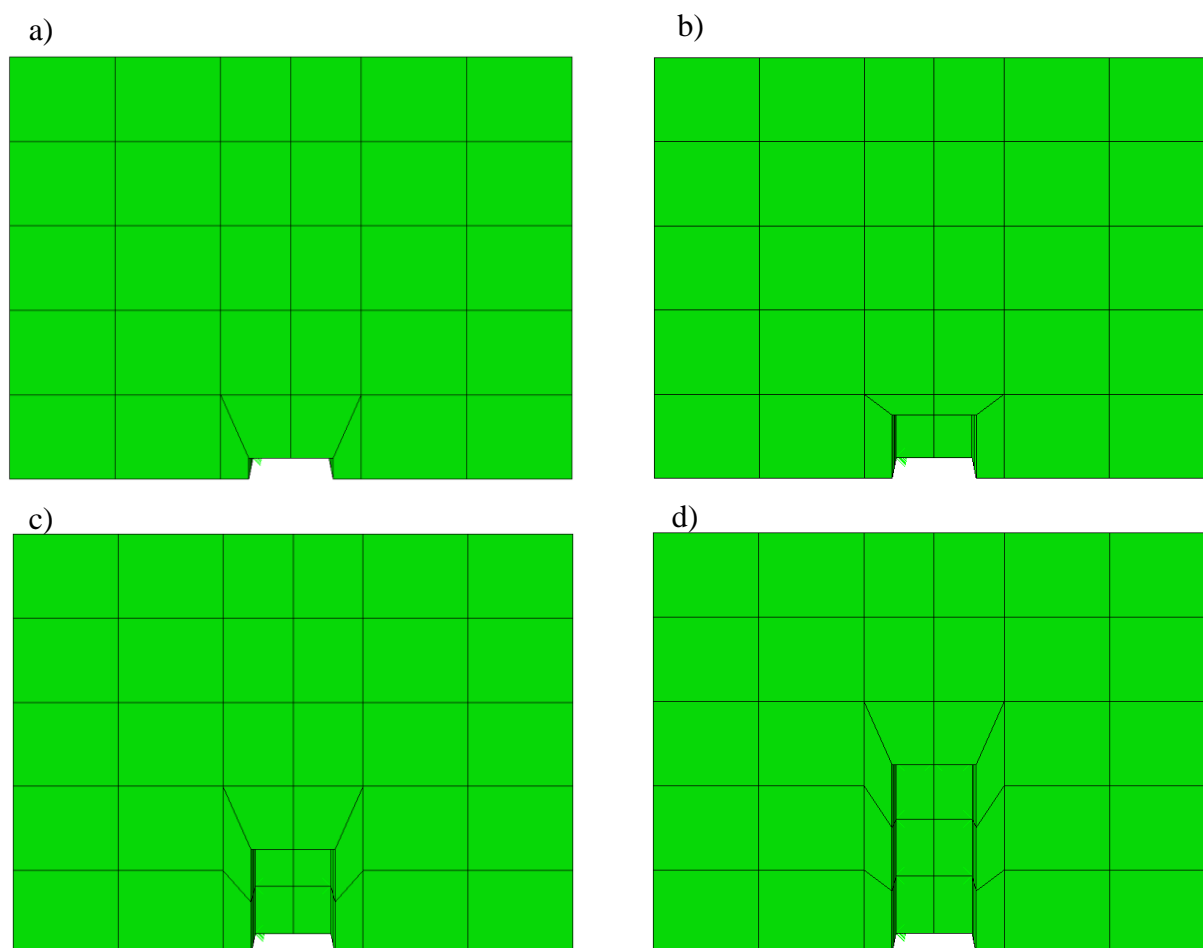


Figura 3.9 – Configuração da malha em função de *H* (vista de topo). a) LCxH1; b) LCxH3; c) LCxH5; d) LCxH9.

Os elementos coesivos foram introduzidos para simular o comportamento do adesivo estrutural Sikadur[®]-30, cujas propriedades coesivas se apresentam na tabela 3.5. Verifica-se que os valores da taxa crítica de libertação de energia para os modos II e III são mais elevados do que no modo I. Associados a uma tensão de rotura mais baixa, impõem um modo de rotura mais dúctil quando a solicitação dos elementos ocorre em modo II e III.

Tabela 3.5 - Propriedades coesivas do adesivo Sikadur[®]-30 (Dourado, et al., 2011).

G_{Ic} (N/mm)	G_{IIc} (N/mm)	G_{IIIc} (N/mm)	$\sigma_{u,I}$ (MPa)	$\sigma_{u,II}$ (MPa)	$\sigma_{u,III}$ (MPa)
0.35	1.10	1.10	30	18	18

Adicionalmente, construiu-se um modelo sem reforço para efeitos de comparação, que consiste basicamente num simples paralelepípedo de elementos finitos com as propriedades elásticas da madeira (figura 3.10).

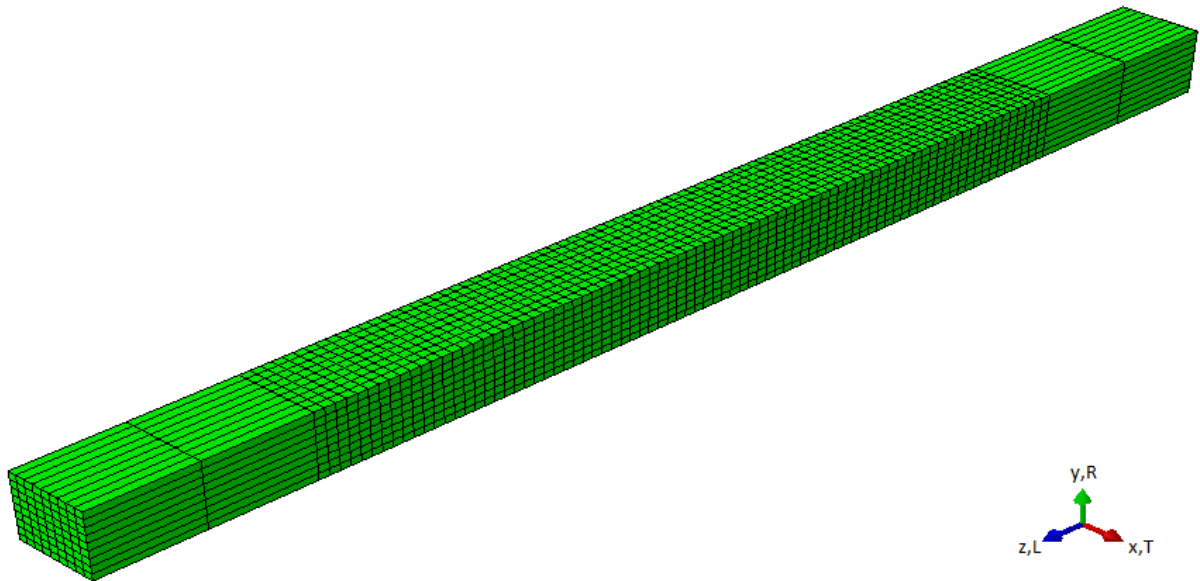


Figura 3.10 – Configuração da malha do modelo sem reforço (vista de topo).

A análise numérica foi efectuada admitindo um comportamento linear elástico do material. Os nós solicitados a meio vão foram sujeitos a um deslocamento total de 20mm, aplicado de forma incremental no valor de 0.1mm por incremento, permitindo uma simulação bastante rigorosa de um ensaio de flexão quase estático.

3.2.2 Resultados

Apresentam-se nos gráficos 3.1 a 3.5 os resultados das simulações numéricas na forma de curvas força/deslocamento, organizados por alturas da barra de reforço H . Com vista a facilitar a comparação dos resultados, apresentam-se nos gráficos 3.6 a 3.8 as curvas organizadas por comprimento da barra de reforço LC . É de referir que estes modelos numéricos apresentam um peso computacional significativo, dado que cada um deles demora cerca de 90 a 120 minutos a completar o deslocamento imposto de 20mm, num computador pessoal regular.

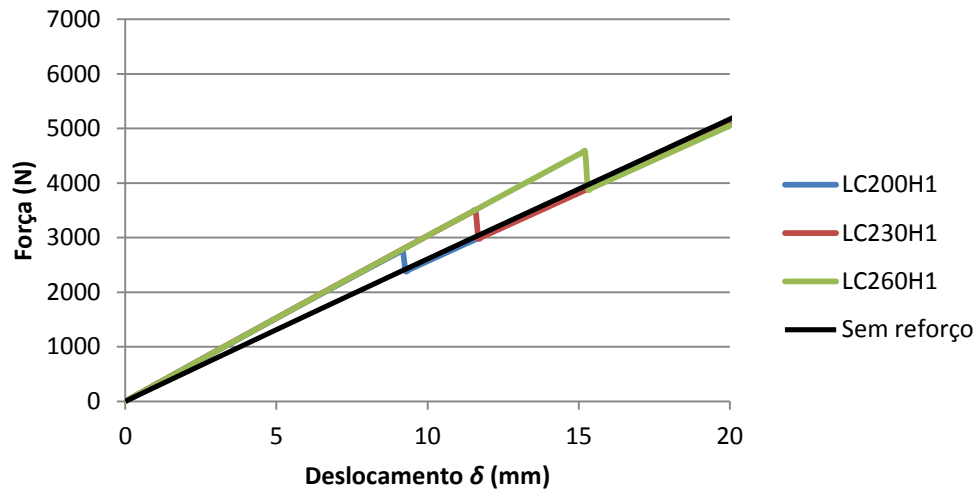
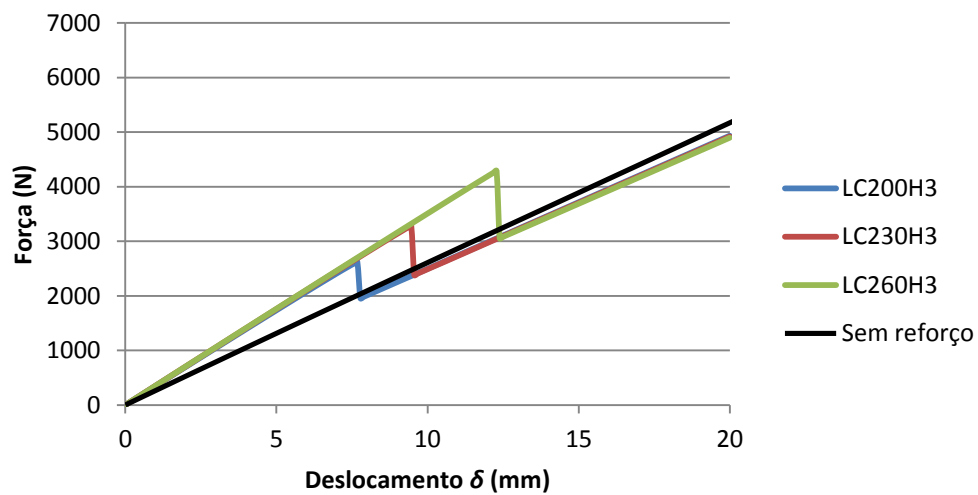
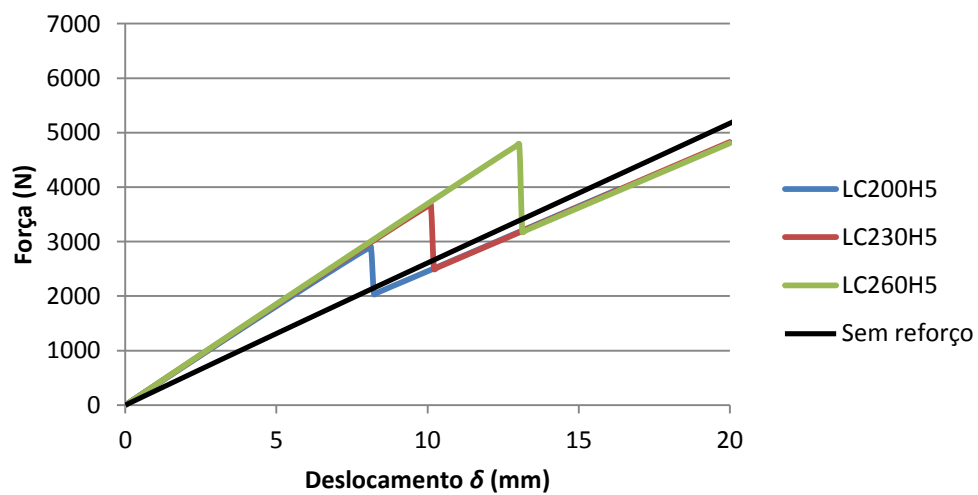
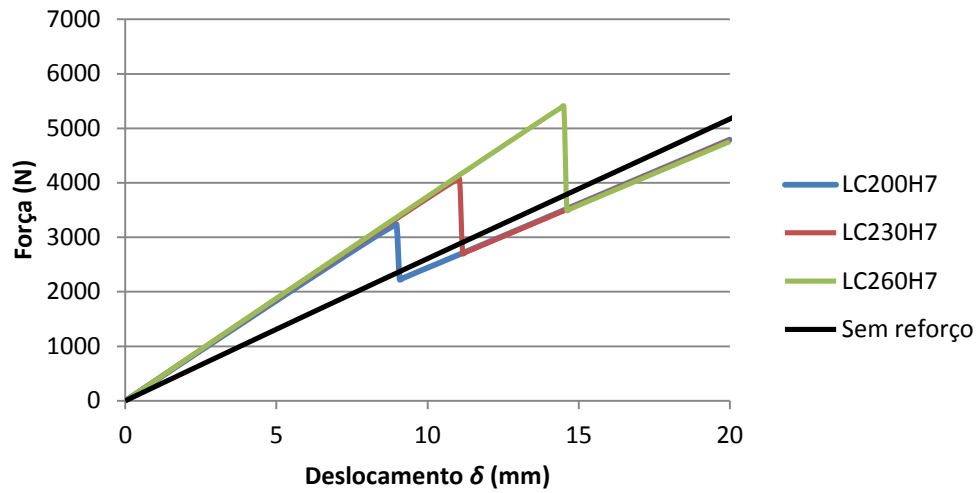
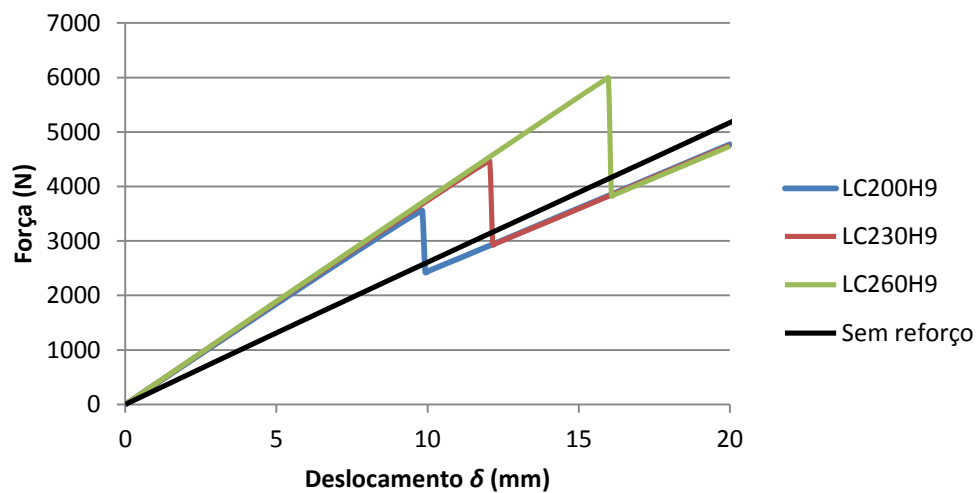
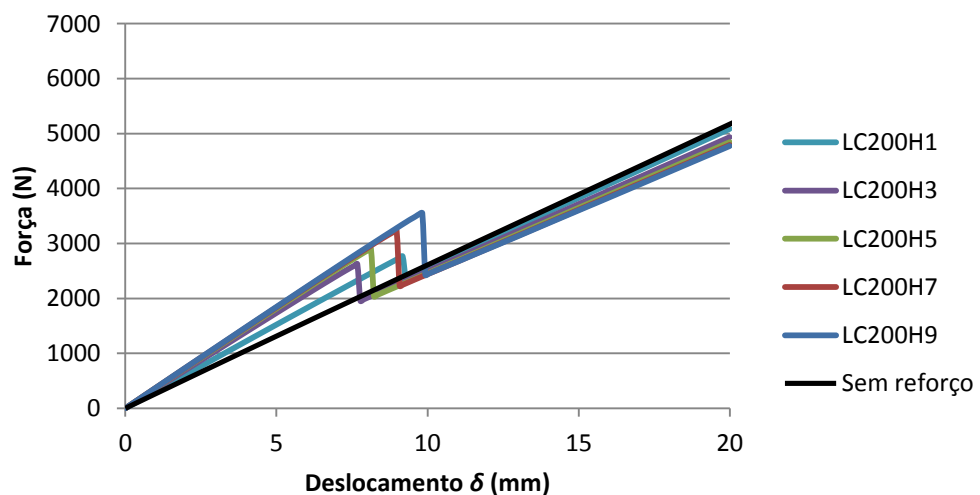
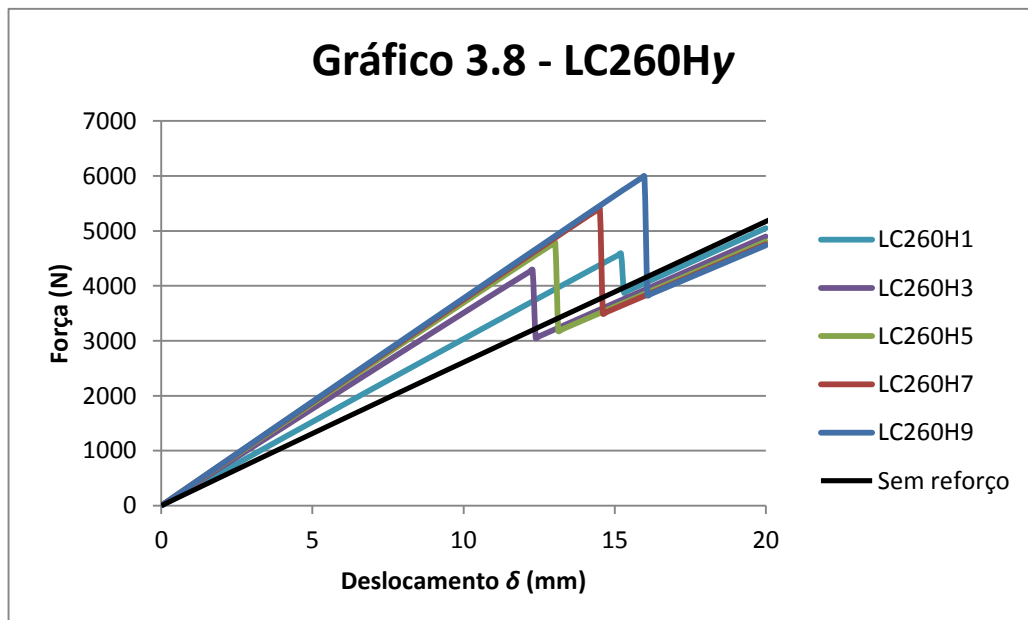
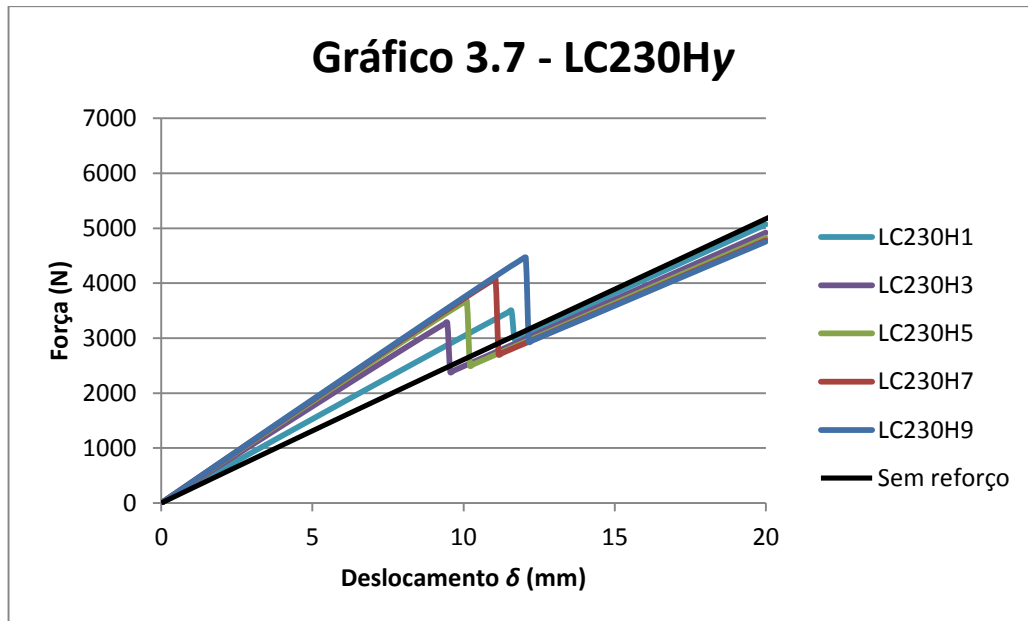
Gráfico 3.1 - LCxH1**Gráfico 3.2 - LCxH3****Gráfico 3.3 - LCxH5**

Gráfico 3.4 - LCxH7**Gráfico 3.5 - LCxH9****Gráfico 3.6 - LC200Hy**



Em todos os resultados, a queda abrupta da força aplicada deve-se à rotura dos elementos coesivos, provocando o descolamento da barra de reforço. Por este motivo, procede-se ao estudo do modo de rotura dos elementos coesivos antes de se iniciar a comparação das curvas de força/deslocamento obtidas.

Dada a igualdade do modo de rotura em todos os modelos, analisa-se em detalhe apenas um dos modelos para mostrar como se processa o descolamento da barra de CFRP. Considerando o modelo LC200H1, há que distinguir dois estágios importantes no decorrer da simulação: o instante precedente ao descolamento do reforço, e o instante imediatamente após o seu descolamento. O aspecto do modelo nestes dois instantes está representado nas figuras 3.11 e 3.12, correspondentes a deslocamentos δ de 9.18mm e 9.28mm, respectivamente. Analisa-se em detalhe o comportamento de quatro elementos coesivos estrategicamente escolhidos para

descrever o modo de descolamento da barra de reforço (indicados no detalhe da figura 3.11 e na Figura 3.13). Os elementos nº1 e nº57 estabelecem a união da face lateral da barra do reforço com a madeira, enquanto que os elementos nº2 e nº58 promovem a união da face superior da barra de reforço com a madeira (ou face inferior da barra considerando o referencial da Figura 3.12). A orientação das tensões coesivas está definida nas imagens 3.14 e 3.15 para os elementos nº1 e nº57, e para os elementos nº2 e nº58, respectivamente. Os nós 1 a 4 definem o plano do elemento coesivo coincidente com a barra de reforço.

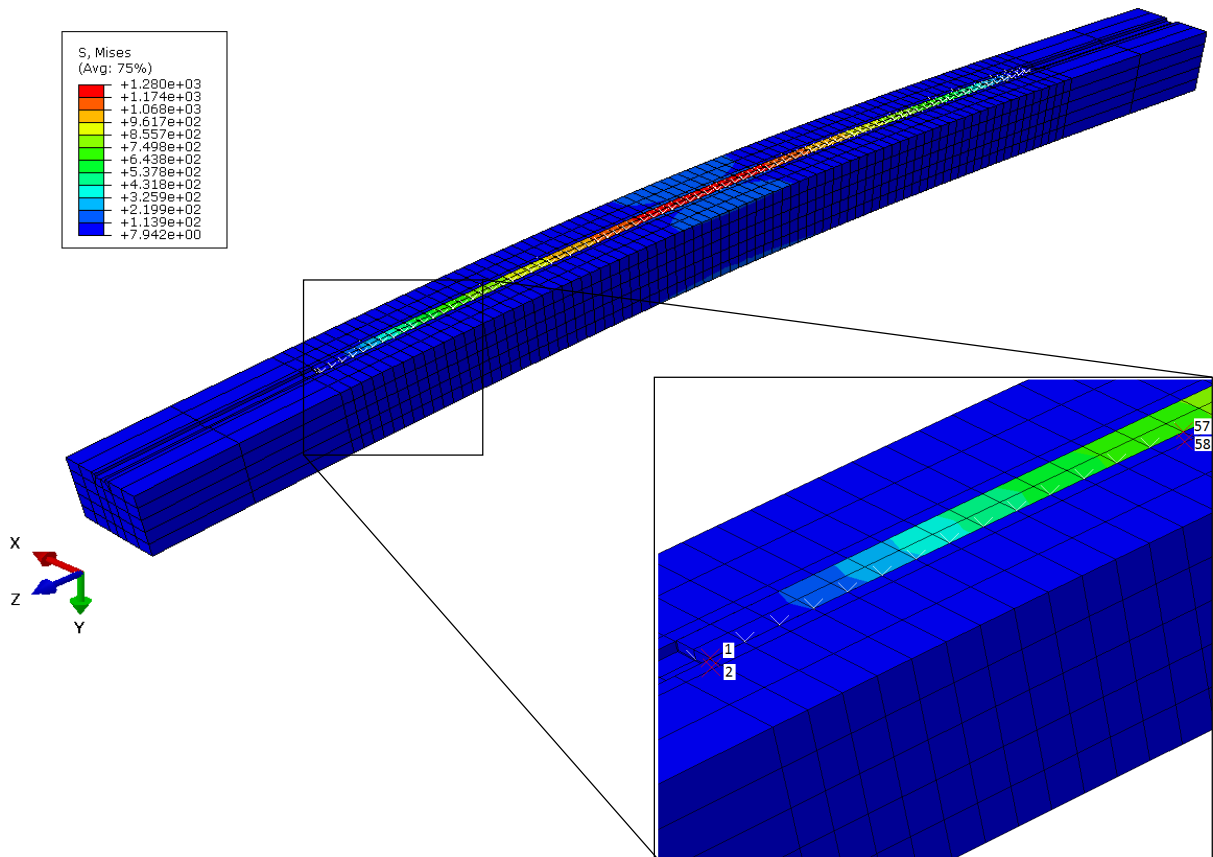


Figura 3.11 – Aspecto do modelo LC200H1 no instante precedente ao descolamento da barra de reforço.

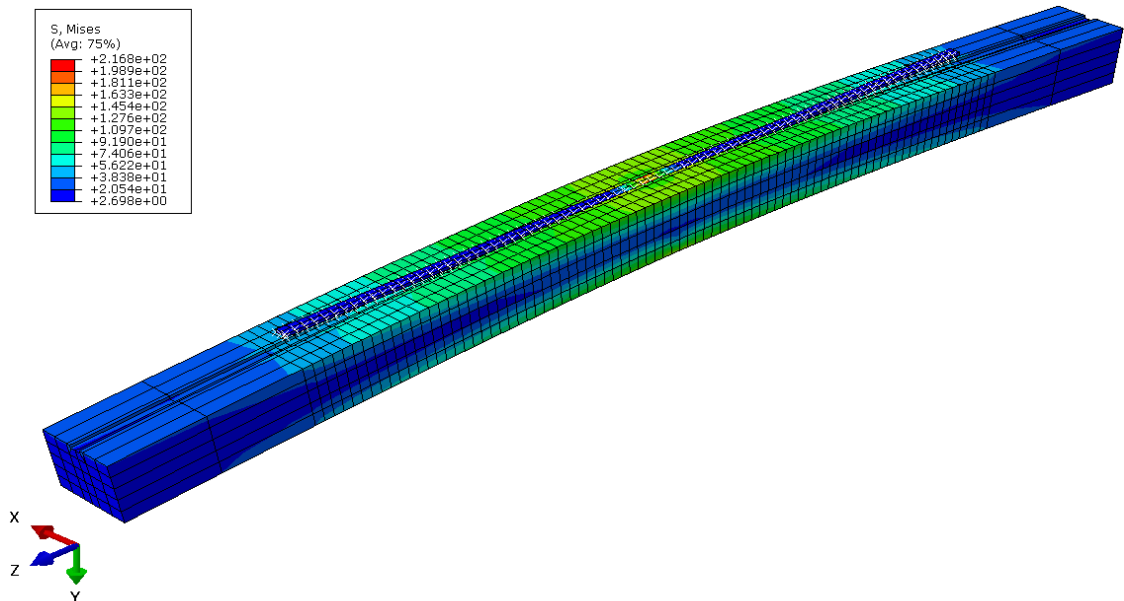


Figura 3.12 – Aspecto do modelo LC200H1 no instante precedente ao descolamento da barra de reforço.

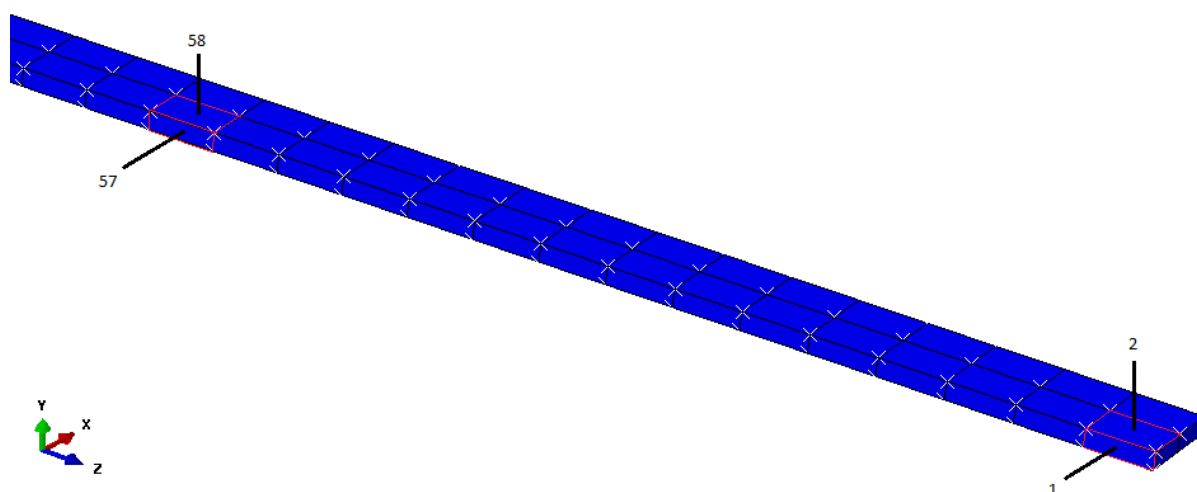


Figura 3.13 - Indicação da posição dos elementos coesivos nº1, nº2, nº57 e nº58 na barra de reforço.

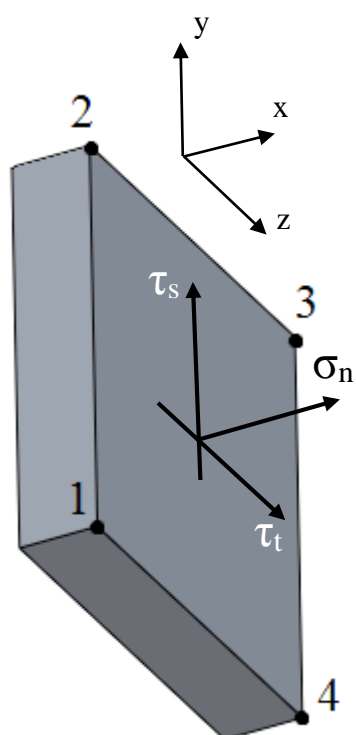


Figura 3.14 - Orientação das tensões coesivas para os elementos coesivos nº1 e nº57. Os nºs 1 a 4 indicam a sequência nodal na face do CFRP.

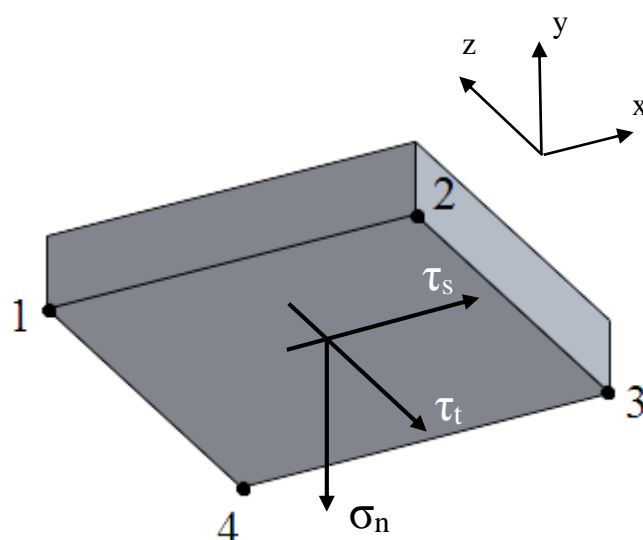


Figura 3.15 - Orientação das tensões coesivas para os elementos coesivos nº2 e nº58. Os nºs 1 a 4 indicam a sequência nodal na face do CFRP.

Apresentam-se na tabela 3.6 os estados de tensão e deslocamento relativo dos elementos nº57 e nº58 nos pontos de integração, no instante precedente ao descolamento da barra de reforço. De notar que a aresta do elemento nº1 (ou elementos contíguos a este) definida pelos nós 2 e 3, coincide com a aresta do elemento nº2 (ou elementos contíguos a este) definida pelos nós 1 e 4. Analisando estes dados, constata-se que:

- i. O estado de tensão e deslocamento relativo dos nós 2 e 3 do elemento nº57 é igual ao dos nós 1 e 4 do elemento nº58. Note-se que as componentes τ_s e σ_n do elemento nº57 têm a mesma direcção que σ_n e τ_s do elemento nº58, respectivamente, o que indica que a orientação das tensões coesivas definidas nas figuras 3.14 e 3.15 está correcta;
- ii. A rotura dos elementos coesivos nº57 e nº58 ocorre essencialmente em modo II, dado que a componente mais elevada do estado de tensão é τ_t ;
- iii. As componentes do estado de tensão são obtidas pela multiplicação das componentes do estado de deformação Δ por um factor de 10^7 N/mm³ (penalidade usada na simulação), o que significa que o elemento não entrou na zona de amaciamento do modelo de dano coesivo, uma vez que não chegou a atingir a tensão de iniciação em modo misto $\sigma_{u,m}$, que origina o início do dano.

Com isto se conclui que o descolamento da barra de reforço se deve maioritariamente às tensões de corte τ_t . Estas tensões podem dever-se a várias causas:

- a) Ao esforço rasante, máximo no eixo-neutro da secção e descrito pela fórmula de Jouravski², que representa as tensões de corte τ_t que impedem que os elementos de cada material deslizem uns sobre os outros (figura 3.16).
- b) À diferença do módulo de elasticidade E da madeira e do CFRP na direcção longitudinal da viga ($E_1 \approx 10E_L$), provocando tensões de corte τ_t devidas à maior facilidade da madeira se deformar nessa direcção que o CFRP. Estas tensões serão máximas nos pontos mais afastados do eixo neutro, onde a deformação do material é maior devido às tensões normais provocadas pelo momento flector;
- c) À diferença de rigidez dos dois materiais. Sendo o CFRP aproximadamente dez vezes mais rígido que a madeira, apresenta uma resistência relativa à flexão muito maior. Assim, quando a viga está sujeita a flexão simples, a barra de CFRP apresenta uma tendência superior em manter a sua posição horizontal, originando, entre outras, tensões de corte $-\tau_t$, na direcção oposta às descritas nas alíneas a) e b).

² A fórmula de Jouravski permite calcular a distribuição das tensões de corte τ_{yz} ao longo da secção transversal da viga, directamente a partir das características geométricas da secção. Considerando o eixo z coincidente com o eixo longitudinal da viga e b a sua largura (figura 3.36b): $\tau_{yz} = VS/I_x b$.

Por conseguinte, as tensões τ_t apresentadas na tabela 3.6 resultam do balanço das tensões originadas por estas causas. Verifica-se que os nós 1 e 4 do elemento nº57, posicionados na superfície inferior da viga, apresentam tensões τ_t inferiores (em módulo) às dos nós 2 e 3 (mais próximos do eixo-neutro da secção), sugerindo uma influência já significativa do esforço rasante. Relativamente à diferença de rigidez entre os dois materiais, verifica-se que provoca também tensões τ_s nos elementos contíguos ao elemento nº57, e tensões normais σ_n nos elementos contíguos ao elemento nº58. Esta constatação foi suportada por simulações numéricas usando madeira como material de reforço, embora essas componentes não sejam tão significativas como τ_t , tal como se verifica na tabela 3.6.

Tabela 3.6 - Estado de tensão e de deformação dos elementos coesivos nº57 e nº58 no instante precedente ao descolamento da barra de reforço no modelo LC200H1.

Elemento	Ponto	Δx ($\times 10^{-7}$ mm)	Δy ($\times 10^{-7}$ mm)	Δz ($\times 10^{-7}$ mm)	τ_s (MPa)	τ_t (MPa)	σ_n (MPa)
57	1	1.19	-5.01	0.20	1.2	-5.0	0.2
	2	-0.38	-8.79	-1.07	-0.4	-8.8	-1.1
	3	-0.45	-8.27	1.16	-0.4	-8.3	-0.1
	4	1.21	-4.68	0.15	1.2	-4.7	0.2
58	1	1.07	-8.79	-0.38	1.1	-8.8	-0.4
	2	0	-5.52	0.16	0	-5.5	0.2
	3	0	-5.22	0.13	0	-5.2	0.1
	4	1.16	-8.27	-0.45	1.2	-8.3	-0.4



Figura 3.16 - a) Esforço rasante numa viga sujeita a flexão simples; b) Distribuição das tensões de corte τ_{yz} numa viga de secção rectangular. (Gomes, 2004)

Embora o descolamento da barra de reforço seja causado pela abertura dos elementos coesivos, convém salientar que nem todos apresentam o mesmo comportamento que os descritos anteriormente. Na realidade, a constatação ii) não se aplica a todos os elementos coesivos, nomeadamente aos que ficam posicionados nas extremidades da barra de reforço. Nestes casos, dado que os deslocamentos relativos entre os elementos da barra de reforço e os da madeira são superiores (devidos ao efeito de bordo livre), os elementos coesivos nº1 e nº2 ficam sujeitos a solicitações τ_t e σ_n significativamente maiores, respectivamente. A tabela 3.7 mostra o estado de tensão dos elementos coesivos nº1 e nº2 num instante mais próximo do início da simulação, correspondente a um deslocamento δ de 1.68mm. Analisando o desenvolvimento dos seus estados de tensão a partir desse instante, verifica-se que o valor das suas componentes vai diminuindo até ao instante precedente ao descolamento da barra de reforço ($\delta=9.18\text{mm}$), o que significa que o amaciamento dos pontos desses elementos se inicia no instante correspondente a um deslocamento δ de 1.68mm. Apresenta-se na tabela 3.8 o estado de tensão dos elementos coesivos nº1 e nº2 no instante precedente ao descolamento da barra de reforço, verificando-se que a relação entre as componentes de tensão e de deslocamento relativo é caracterizada por um factor de 10^2 , muito inferior ao de 10^7 do caso anterior. Este facto torna-se evidente analisando o aspecto do modelo nesse instante (figura 3.17), onde se observa um deslocamento notável na direcção do eixo y dos nós desses elementos (entre 0.068mm e 0.085mm, intervalo correspondente à gama dos valores de Δy da tabela 3.8), associado a um alívio das tensões internas nessa zona (figura 3.17).

Tabela 3.7 - Estado de tensão e de deformação dos elementos coesivos nº1 e nº2 no instante correspondente a $\delta=1.68\text{mm}$ no modelo LC200H1.

Elemento	Nó	Δx ($\times 10^{-7}$ mm)	Δy ($\times 10^{-7}$ mm)	Δz ($\times 10^{-7}$ mm)	τ_s (MPa)	τ_t (MPa)	σ_n (MPa)
1	1	2.21	-17.2	-0.38	2.2	-17	-0.4
	2	1.92	-16.7	0.20	1.9	-17	0.20
	3	-0.20	-4.23	-0.33	-0.20	-4.2	-0.33
	4	-0.05	-3.06	-0.04	-0.05	-3.1	-0.04
2	1	-0.20	-16.7	1.92	-0.20	-17	1.9
	2	0	-16.9	2.26	0	-17	2.3
	3	0	-2.79	-0.18	0	-2.8	-0.18
	4	0.33	-4.23	-0.20	0.33	-4.2	-0.20

Tabela 3.8 - Estado de tensão e de deformação dos elementos coesivos nº1 e nº2 no instante precedente ao descolamento da barra de reforço no modelo LC200H1.

Elemento	Nó	Δx ($\times 10^{-1}$ mm)	Δy ($\times 10^{-1}$ mm)	Δz ($\times 10^{-7}$ mm)	τ_s (MPa)	τ_t (MPa)	σ_n (MPa)
1	1	0.27	-0.85	-3.34	1.5	-4.7	-3.3
	2	0.24	-0.82	-9.33	1.5	-5.2	-9.3
	3	0.14	-0.70	-1.33	1.5	-7.4	-1.3
	4	0.20	-0.70	-8.46	1.3	-7.4	-8.5
Elemento	Nó	Δx ($\times 10^{-7}$ mm)	Δy ($\times 10^{-1}$ mm)	Δz ($\times 10^{-1}$ mm)	τ_s ($\times 10^{-4}$ MPa)	τ_t (MPa)	σ_n (MPa)
2	1	9.33	-0.82	0.24	0.31	-2.7	0.81
	2	0	-0.82	0.26	0	-2.4	0.76
	3	8.46	-0.70	0.20	0.82	-6.8	1.1
	4	0	-0.68	0.13	0	-6.8	1.3

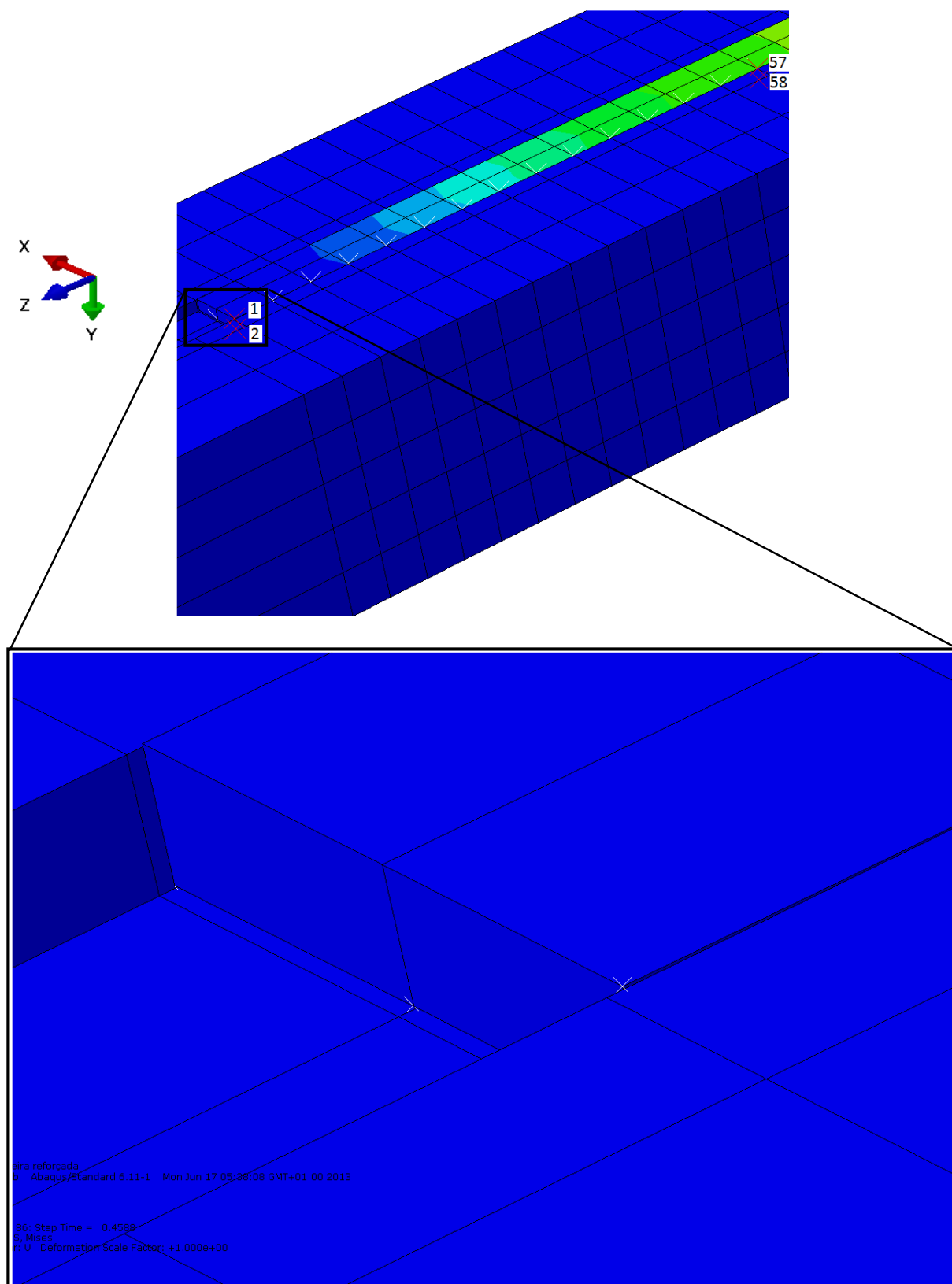


Figura 3.17 - Ampliação da extremidade da barra de reforço no modelo LC200H1, no instante precedente ao seu descolamento.

Verifica-se, portanto, que o modo de solicitação predominante ocorre em modo II (tensões τ_t mais elevadas). Desta forma, admite-se que os elementos coesivos posicionados na vizinhança dos elementos nº57 e nº58 estão sujeitos maioritariamente a este tipo de solicitação. Analisando a tabela 3.7, respeitante ao estado de tensão dos elementos coesivos da extremidade do reforço, ainda em regime elástico, verifica-se que valor da componente τ_t nos nós 1 e 2 (nós da extremidade) é a mais elevada. No entanto, constata-se que as componentes τ_s e σ_n assumem especial relevância nos elementos nº1 e nº2, respectivamente. Quer isto dizer que esses elementos coesivos, posicionados na face lateral e superior do reforço (ou inferior considerando o referencial da figura 3.16), estão sujeitos a solicitações em modo III e em modo I, respectivamente, para além das solicitações em modo II. Assim, verifica-se que a influência da diferença de rigidez dos dois materiais é mais evidente nas extremidades do reforço, como seria de esperar. A tabela 3.9 apresenta a evolução das tensões coesivas dos elementos nº1 e nº2 com o aumento de H para um deslocamento δ de 1.68mm, considerando LC igual a 200mm. Verifica-se um aumento de τ_s e σ_n com o aumento de H , o que atesta as considerações feitas anteriormente, visto que o aumento de H implica um aumento de rigidez da barra de reforço. O aumento de σ_n é interrompido para H igual 9mm, visto que nessa situação os elementos coesivos ligados à face superior da barra de reforço já se encontram posicionados acima do eixo neutro (como será visto mais à frente), tornando as condições de análise significativamente diferentes para se comparar o seu estado de tensão.

Tabela 3.9 - Evolução das tensões coesivas dos elementos nº1 e nº2 com o aumento da altura da barra de reforço H , para $\delta=1.68\text{mm}$.

Modelo	Elemento	Ponto	τ_s (MPa)	τ_t (MPa)	σ_n (MPa)
LC200H1	1	1	2.20	-17.00	-0.38
		2	1.90	-17.00	0.20
		3	-0.20	-4.20	-0.33
		4	-0.05	-3.10	-0.04
	2	1	-0.20	-17.00	1.90
		2	0.00	-17.00	2.30
		3	0.00	-2.80	-0.18
		4	0.33	-4.20	-0.20
LC200H3	1	1	2.20	-18.00	-0.81
		2	2.30	-17.00	-0.83
		3	0.45	-4.90	-0.47

	2	4	0.24	-4.50	-0.16
		1	0.83	-17.00	2.30
		2	0.00	-17.00	2.30
		3	0.00	-3.90	0.56
		4	0.47	-4.90	0.45
LC200H5	1	1	2.50	-18.00	-1.40
		2	2.10	-15.00	-1.60
		3	0.34	-4.00	-0.37
		4	0.40	-4.80	-0.08
	3	1	1.10	-15.00	2.70
		2	0.00	-18.00	3.30
		3	0.00	-3.80	0.50
		4	0.64	-4.30	0.50
LC200H7	1	1	2.50	-17.00	-1.80
		2	2.20	-12.00	-1.90
		3	0.38	-3.30	-0.45
		4	0.43	-4.50	-0.20
	3	1	1.30	-10.00	3.00
		2	0.00	-12.00	3.50
		3	0.00	-3.00	0.76
		4	0.57	-3.30	0.68
LC200H9	1	1	2.90	0	0.42
		2	0.13	0.43	0.05
		3	0.12	0.44	0.06
		4	0	0.43	-0.02
	4	1	0.78	0	1.80
		2	-0.04	1.60	-0.06
		3	-0.04	1.50	-0.06
		4	0	1.70	-0.04

Recorrendo aos conceitos da Teoria da Elasticidade, é possível definir as tensões máximas de tracção e de compressão que ocorrem na secção crítica do provete. Para isso, é necessário determinar a posição do eixo-neutro da secção. Dado que a secção é composta por dois materiais diferentes, a posição do eixo-neutro pode ser determinada recorrendo ao método da viga equivalente aplicado à flexão de vigas (Reis Gomes, 2010). Este método consiste em multiplicar as dimensões da secção do reforço paralelas ao eixo-neutro, por uma quantidade correspondente ao rácio do módulo de elasticidade do CFRP pelo da madeira, na direcção longitudinal: $(E_1)_{CFRP}/(E_L)_{madeira}$. A figura 3.18 esquematiza este procedimento, onde y representa a distância da base inferior ao eixo-neutro. Deste modo, obtém-se uma secção equivalente composta por um só material, a madeira, sendo possível determinar a posição do centroide e do eixo-neutro através da equação de igualdade do momento estático. Por conseguinte, as tensões máximas de tracção e compressão da madeira na secção crítica, $\sigma_{t, mad}$ e $\sigma_{c, mad}$, respectivamente, podem ser calculadas através das seguintes expressões:

$$\sigma_{t, mad} = \frac{M_f \times y}{I_{x, eq}} \quad (3.1)$$

$$\sigma_{c, mad} = \frac{M_f \times (20 - y)}{I_{x, eq}} \quad (3.2)$$

As tensões máximas de tracção no CFRP, $\sigma_{t, CFRP}$, são obtidas multiplicando $\sigma_{t, mad}$ pelo rácio entre o seu módulo de elasticidade e o da madeira, isto é:

$$\sigma_{t, CFRP} = \sigma_{t, mad} \times \frac{(E_1)_{CFRP}}{(E_L)_{madeira}} \quad (3.3)$$

onde M_f é o momento flector na secção crítica (figura 3.19) e $I_{x, eq}$ é o momento de inércia da secção equivalente relativamente ao eixo x . Já as tensões de corte τ_t devidas ao esforço rasante podem-se calcular em qualquer ponto da secção equivalente de madeira através da fórmula de Jouravski:

$$\tau_{yz, m} = \frac{VS}{I_{x, eq} b_{eq}} \quad (3.4)$$

onde V é o esforço cortante (figura 3.19), S é o momento estático da área interveniente para o cálculo de τ_{yz} distanciada a uma cota y_{n-n} do eixo-neutro (figura 3.20), e b_{eq} é a largura da secção equivalente. As tensões τ_{yz} no CFRP, $\tau_{yz, c}$, determinam-se por um procedimento similar ao usado na determinação das tensões normais devidas à flexão:

$$\tau_{yz,c} = \tau_{yz,m} \times \frac{(E_1)_{CFRP}}{(E_L)_{madeira}} \quad (3.5)$$

Sabendo que a evolução do momento flector ao longo de uma das metades do comprimento da viga (z) é dado por

$$M(z) = \frac{Pz}{2} \quad (3.6)$$

a determinação do comprimento mínimo do reforço LC_{min} para que não ocorra rotura na madeira pode ser efectuada impondo a seguinte condição:

$$\sigma_{t, mad} \leq \sigma_{u, I} \quad (3.7)$$

onde $\sigma_{u, I}$ é a tensão de rotura da madeira para solicitações em modo I, tomando o valor de 65MPa (Campilho, et al., 2009). Das equações (3.6) e (3.7) resulta que:

$$LC_{min} = L - \frac{4\sigma_{u, I} I_{x, eq}}{P(20 - y)} \quad (3.8)$$

Apresenta-se na tabela 3.10 os resultados das equações 3.1, 3.2 e 3.3 para cada um dos modelos, onde P_{max} representa a força máxima atingida em cada simulação numérica antes do descolamento da barra de CFRP. Tendo em conta que as tensões de corte devidas ao esforço rasante representam esforços consideráveis a serem suportados pelos elementos coesivos contíguos ao elemento nº58, apresenta-se também na tabela 3.10 o seu valor na face superior do reforço (paralela ao eixo da viga) e na face da madeira à qual está ligada, $\tau_{t, c1}$ e $\tau_{t, m1}$, dado pelas equações 3.4 e 3.5, respectivamente. Verificou-se que estes valores apresentam grande concordância com os obtidos na simulação numérica. Analisando os valores de $\sigma_{c, mad}$ da tabela 3.10, constata-se que a aproximação do eixo neutro à superfície inferior da secção origina tensões de compressão maiores na madeira, o que explica a transição de uma rotura frágil para uma rotura dúctil observada em alguns estudos apresentados na pesquisa bibliográfica (o aumento de y com o aumento da altura H de 7mm para 9mm deve-se ao facto das fibras superiores da barra de CFRP já estarem a trabalhar à compressão). Note-se que esta tendência é contrariada com a diminuição de $\sigma_{c, mad}$ dos modelos LCxH1 para os LCxH3, uma vez que o valor de P_{max} atingido nos LCxH1 foi superior. As tensões de tracção $\sigma_{t, mad}$ variam entre 88.3MPa e 203.3MPa na face inferior – valores que podem exceder a tensão de rotura de algumas madeiras na direcção longitudinal, causando a rotura do provete pela madeira antes de ocorrer o descolamento da barra de reforço por rotura do adesivo. Relativamente aos resultados

da equação 3.8, verifica-se que é cumprido o comprimento mínimo de reforço em todos os casos, assegurando a integridade da viga nas zonas não reforçadas.

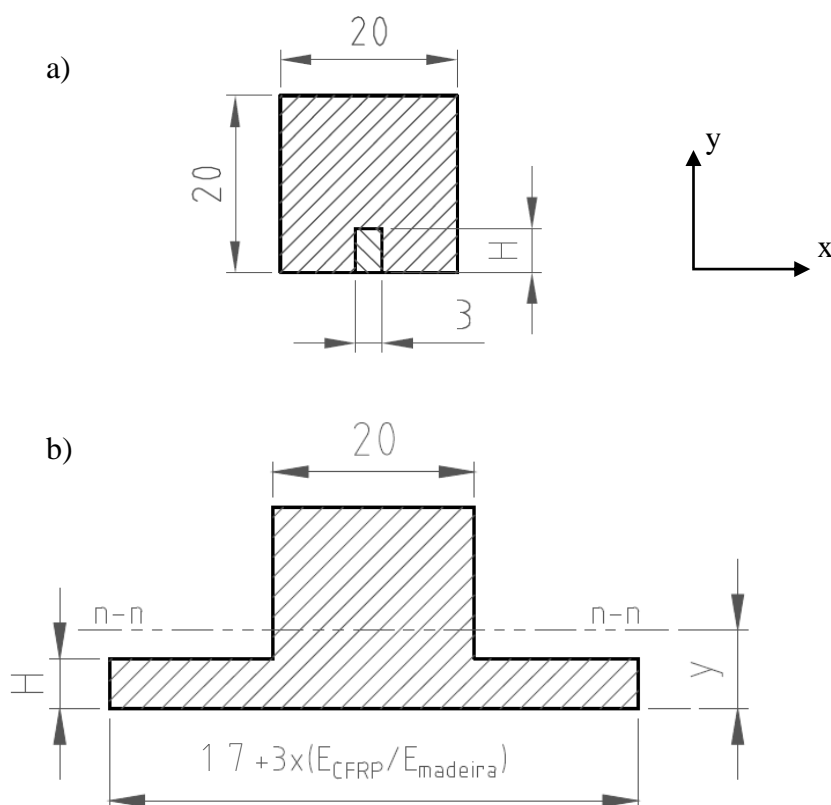


Figura 3.18 - a) Secção composta por carbono e madeira; b) secção equivalente composta apenas por madeira.

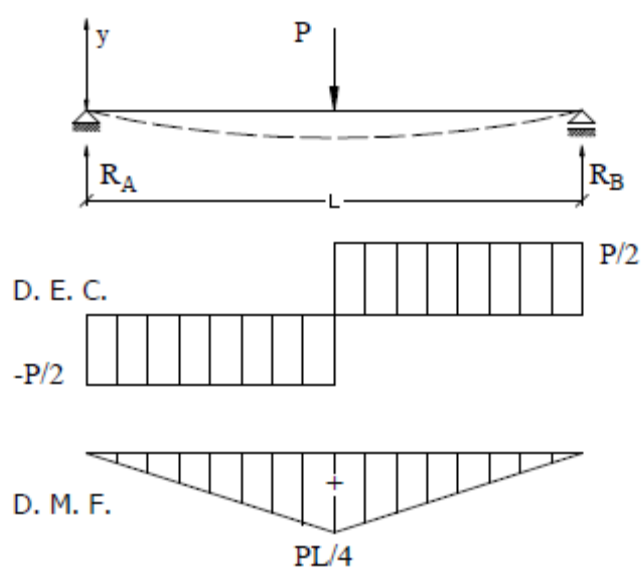


Figura 3.19 - Diagrama de esforços para uma viga sujeita a flexão simples (Reis Gomes, 2010).

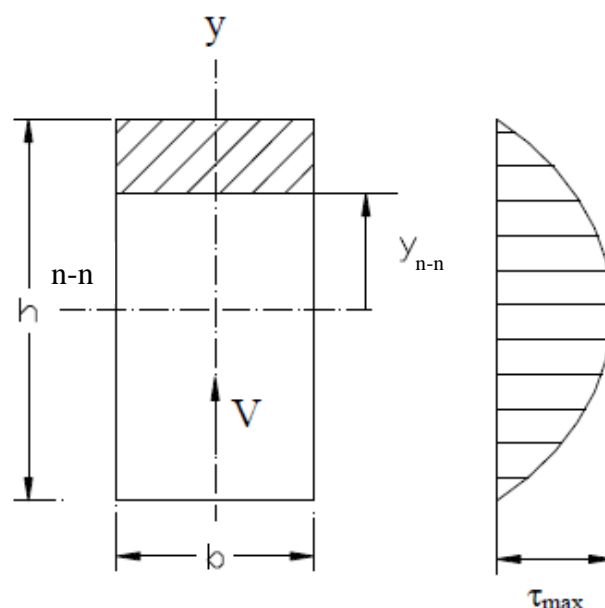


Figura 3.20 - Tensão de corte numa secção rectangular (Reis Gomes, 2010).

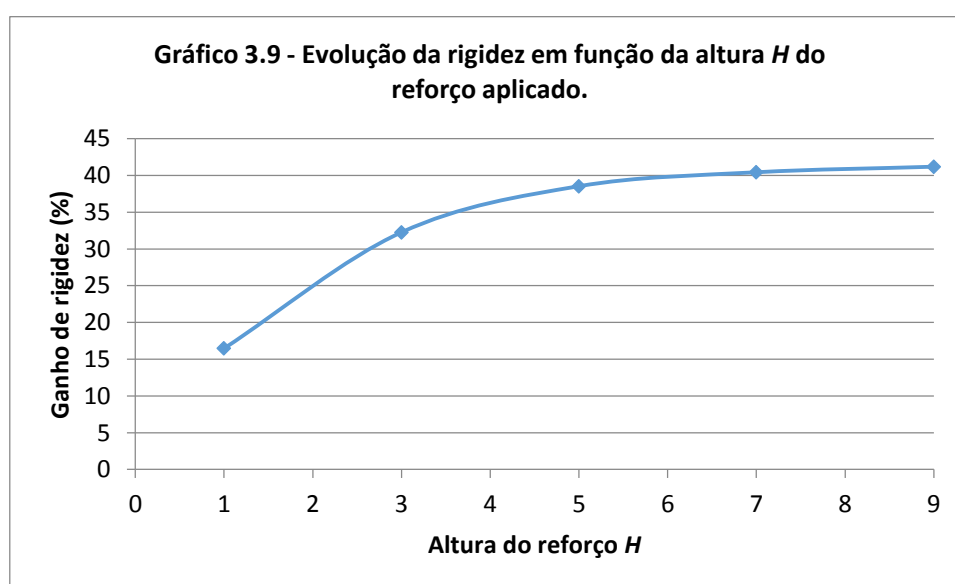
Tabela 3.10 - Tensões normais e de corte devidas ao momento flector em cada modelo.

Modelos	y (mm)	P_{\max} (N)	$\sigma_{t,\text{mad}}$ (MPa)	$\sigma_{c,\text{mad}}$ (MPa)	$\sigma_{t,\text{CFRP}}$ (MPa)	$\tau_{t,c1}$ (MPa)	$\tau_{t,m1}$ (MPa)	LC_{\min} (mm)
LC200H1	9.35	2763.0	122.5	139.6	1326.9	8.37	0.77	160.3
LC230H1		3499.6	155.1	176.8	1680.6	10.60	0.98	189.7
LC260H1		4585.5	203.3	231.6	2202.0	13.90	1.28	215.8
LC200H3	8.46	2622.3	89.3	121.8	967.3	15.92	1.47	139.9
LC230H3		3283.4	111.8	152.5	1211.1	19.93	1.84	172.1
LC260H3		4289.6	146.1	199.2	1582.3	26.03	2.40	202.1
LC200H5	7.98	2906.1	88.3	133.0	956.3	21.89	2.02	153.4
LC230H5		3678.9	111.7	168.3	1210.6	27.71	2.56	184.2
LC260H5		4788.3	145.4	219.1	1575.7	36.07	3.33	211.0
LC200H7	7.79	3233.6	94.8	148.6	1026.5	26.37	2.43	168.8
LC230H7		4071.0	119.3	187.1	1292.3	33.20	3.06	195.8
LC260H7		5407.8	158.5	248.5	1716.7	44.10	4.07	221.5
LC200H9	7.81	3551.1	104.2	162.8	1128.7	28.68	2.65	180.2
LC230H9		4463.3	131.0	204.6	1418.7	36.05	3.33	204.7
LC260H9		5992.2	175.8	274.7	1904.7	48.40	4.47	229.0

Relativamente à análise global dos resultados, não foi possível avaliar os ganhos efectivos de carga de rotura e de ductilidade, visto que o modelo sem reforço não foi projectado com elementos coesivos de forma a permitir qualquer mecanismo de rotura. Registaram-se, no entanto, ganhos significativos de rigidez com o aumento da altura H da barra de reforço, como mostra a tabela 3.11. Tendo em conta a gama de valores de fracção volúmica ρ associada a cada conjunto de modelos, os ganhos de rigidez obtidos enquadram-se aproximadamente na média dos valores apresentados na tabela 2.5 (excluindo (García, et al., 2013)), onde se comparam os resultados dos estudos feitos no reforço de estruturas da madeira. Observa-se ainda que o ganho de rigidez é marginal para valores de H acima dos 5mm (gráfico 3.9), o que é natural tendo em conta a aproximação da face superior da barra de CFRP ao eixo-neutro da secção.

Tabela 3.11 - Ganhos de rigidez dos modelos numéricos, em função da altura da barra de reforço H .

Modelos	LCxH1	LCxH3	LCxH5	LCxH7	LCxH9
ρ (%)	0.5-0.65	1.53-1.99	2.60-3.38	3.69-4.80	4.83-6.27
Ganho de rigidez (%)	16.5	32.3	38.5	40.4	41.2



Analisando os gráficos 3.1 a 3.5, alusivos à variação do comprimento LC , salientam-se os seguintes aspectos qualitativos:

- Aumento não proporcional da ductilidade³ e da carga de rotura com o aumento do comprimento da barra de reforço LC . Verifica-se um aumento de 26% no valor desses

³ Nesta secção, a ductilidade corresponde ao deslocamento δ máximo suportado pela viga no instante precedente ao descolamento do reforço.

parâmetros com um aumento de LC de 200mm para 230mm, e de 32% com um aumento de LC de 230mm para 260mm (valores médios);

- ii. A variação de rigidez é insignificante com o aumento do comprimento LC .

Relativamente aos gráficos 3.6 a 3.8, alusivos à variação da altura H , retiram-se as seguintes constatações:

- i. A rigidez dos modelos reforçados após o descolamento da barra de CFRP torna-se ligeiramente inferior à do modelo sem reforço. Esta diferença acentua-se com o aumento da altura H (redução da secção resistente), sugerindo que nestas condições a contribuição da barra de reforço para o aumento da resistência à flexão é nula, apesar de ainda se manter ligada à madeira (figura 3.12);
- ii. À excepção dos modelos $LC \times H1$, o aumento de H traduz-se num descolamento mais tardio da barra de reforço, permitindo um maior deslocamento δ . Este comportamento deve-se ao aumento da área de contacto e à maior proximidade dos elementos coesivos da face superior da barra de CFRP ao eixo-neutro, estando por isso menos solicitados à transmissão dos esforços de tracção (devidos ao momento flector) da madeira para o CFRP – causa b) da página 71. Associando a este facto o aumento da rigidez dos modelos com a altura H , torna-se evidente o motivo pelo qual o valor de P_{max} aumenta com a altura do reforço H , como se verifica nos gráficos supracitados.

Na perspetiva de avaliar o ganho de P_{max} com H , apresenta-se no gráfico 3.10 a variação percentual da fracção volúmica de CFRP (ρ), da superfície de contacto entre o reforço e a madeira (A_{c-m}) e da média dos valores de P_{max} para modelos com igual altura H ($P_{max,med}$) em função da altura do reforço H . Relativamente às primeiras duas variáveis, ρ e A_{c-m} , verifica-se uma redução da sua variação percentual com o aumento de H . Quanto a $P_{max,med}$, observa-se uma variação negativa do seu valor com o aumento da altura H de 1mm para 3mm. De facto, verifica-se na tabela 3.9 uma inversão da tendência dos valores de τ_t nos elementos coesivos nº1 e nº2 quando H varia entre aqueles valores. Isto é, quando H aumenta de 1mm para 3mm verifica-se um aumento (em módulo) nos valores de τ_t ; e quando H aumenta de 3mm até 9mm verifica-se uma diminuição (em módulo) dos valores de τ_t . Analisando os gráficos 3.6 a 3.8, constata-se que a variação negativa de $P_{max,med}$ se deve a um descolamento mais precoce da barra de reforço no modelo $LC \times H3$, o que sugere a existência de uma relação entre o aumento de rigidez da barra com o aumento da superfície de colagem: para uma variação da altura H de 1mm para 3mm, o aumento da superfície de colagem (em regiões mais próximas do eixo-neutro) não é suficiente para contrabalançar o aumento de rigidez da barra, provocando tensões $-\tau_t$ significativas (tabela 3.9) e antecipando o seu descolamento. Relativamente às variações de

$P_{\max,med}$ para alturas H superiores a 3mm, verifica-se que a sua variação se mantém aproximadamente constante, com valores à volta de 11%. Para facilitar a posterior comparação de resultados, apresenta-se na tabela 3.12 a variação de P_{\max} , rigidez e ductilidade entre os modelos.

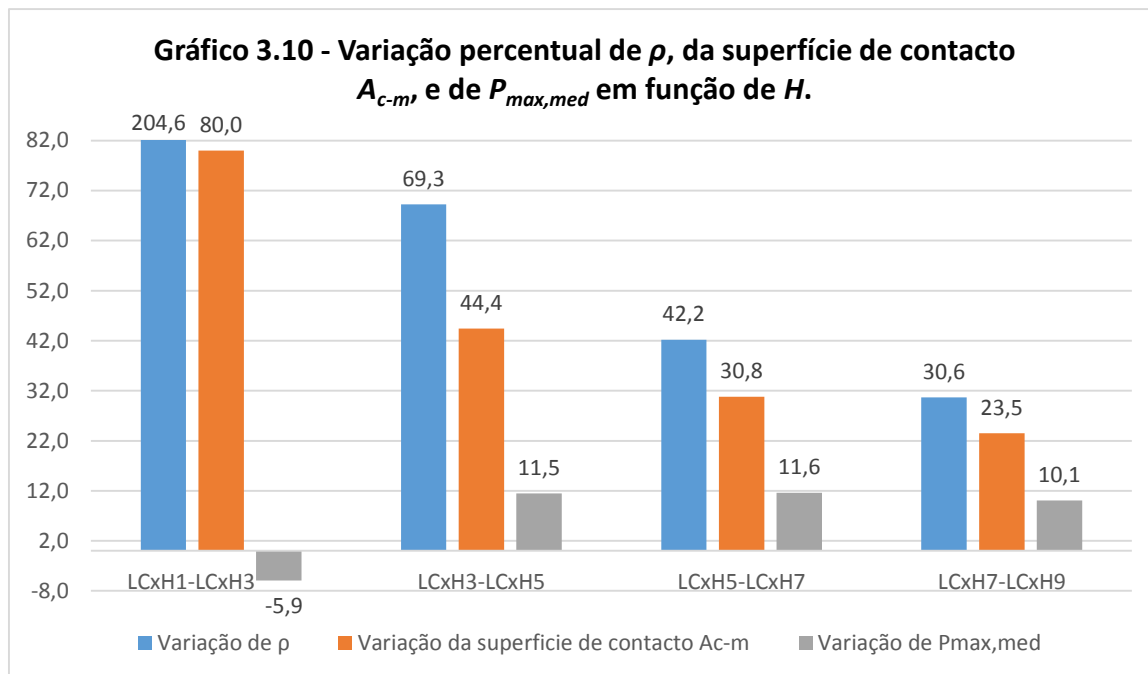


Tabela 3.12 - Variação de P_{\max} , rigidez e ductilidade entre os modelos numéricos.

Modelos a comparar	Variação de P_{\max} (%)	Variação de rigidez (%)	Variação de ductilidade (%)
LC200Hy – LC230Hy	26	0	26
LC230Hy – LC260Hy	32	0	32
LCxH1 – LCxH3	-5.9	15.12	-19.78
LCxH3 – LCxH5	11.5	4.82	4.37
LCxH5 – LCxH7	11.6	1.20	9.16
LCxH7 – LCxH9	10.1	0.47	8.99

3.3 Análise experimental

3.3.1 Montagem do ensaio

A resistência à flexão dos provetes descritos na secção 3.1 foi avaliada por um ensaio de flexão em três pontos, realizado numa máquina de ensaios Instron® 4208. É um ensaio de simples montagem que consiste em posicionar manualmente os provetes nos dois apoios da máquina, distanciados de 300mm (figura 3.21). Referem-se apenas dois cuidados especiais a ter em conta durante o posicionamento dos provetes:

- i. Dado que os apoios e a célula de carga foram materializados por roletes cilíndricos, foi necessário garantir (na medida do possível) que a linha de contacto do provete com o rolete cilíndrico coincidissem com a marcação previamente feita (figura 3.22);
- ii. O alinhamento horizontal do provete com a máquina, que assume particular importância na minimização da assimetria provocada pelas condições fronteira (apoios) e pelo actuador.

Observando os gráficos 3.1 a 3.5, referentes aos resultados das simulações numéricas expostos na secção anterior, verifica-se que o maior valor de P_{\max} que provoca o descolamento do reforço se situa à volta dos 6kN (para o modelo LC260H9). No entanto, só estavam disponíveis em laboratório células de carga de 5kN e 10kN. Como os ensaios se iniciaram pelos provetes com 1mm de altura de reforço H , onde as simulações numéricas previram um valor de P_{\max} de 4.3kN, aproximadamente, optou-se por montar a célula de carga de 5kN, visto oferecer melhor resolução nos resultados. A velocidade de aplicação da carga foi definida para 3mm/min, de forma a minimizar quaisquer efeitos relacionados com a velocidade de deformação da madeira e do CFRP.

As grandezas experimentais obtidas durante os ensaios foram a força aplicada ao provete (P), medida pela célula de carga, e o deslocamento do travessão da máquina de ensaios (δ). Os valores de P e δ foram registados durante os ensaios por um sistema de aquisição de dados, a uma frequência de 5Hz.

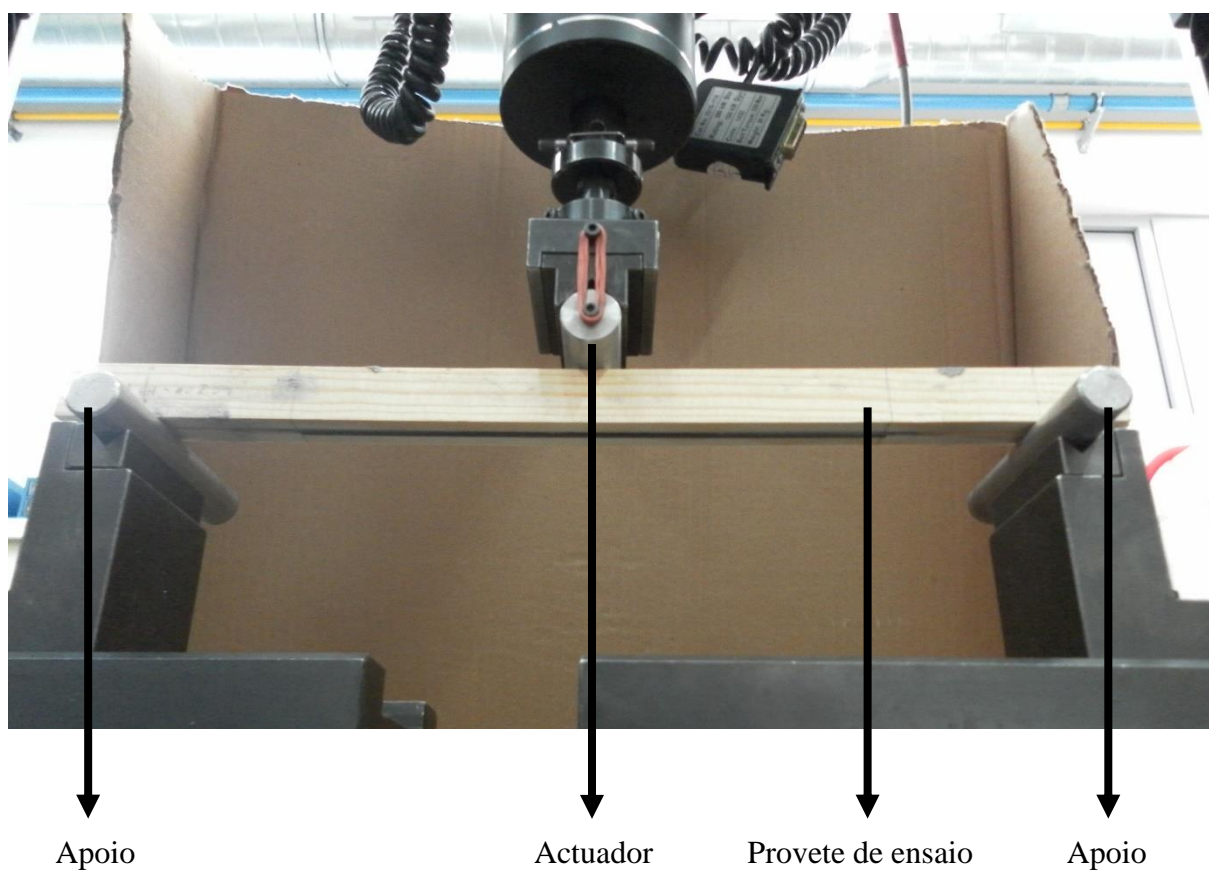


Figura 3.21 - Montagem de um provete reforçado para a execução do ensaio de flexão em três pontos numa máquina de ensaios Instron® 4208.

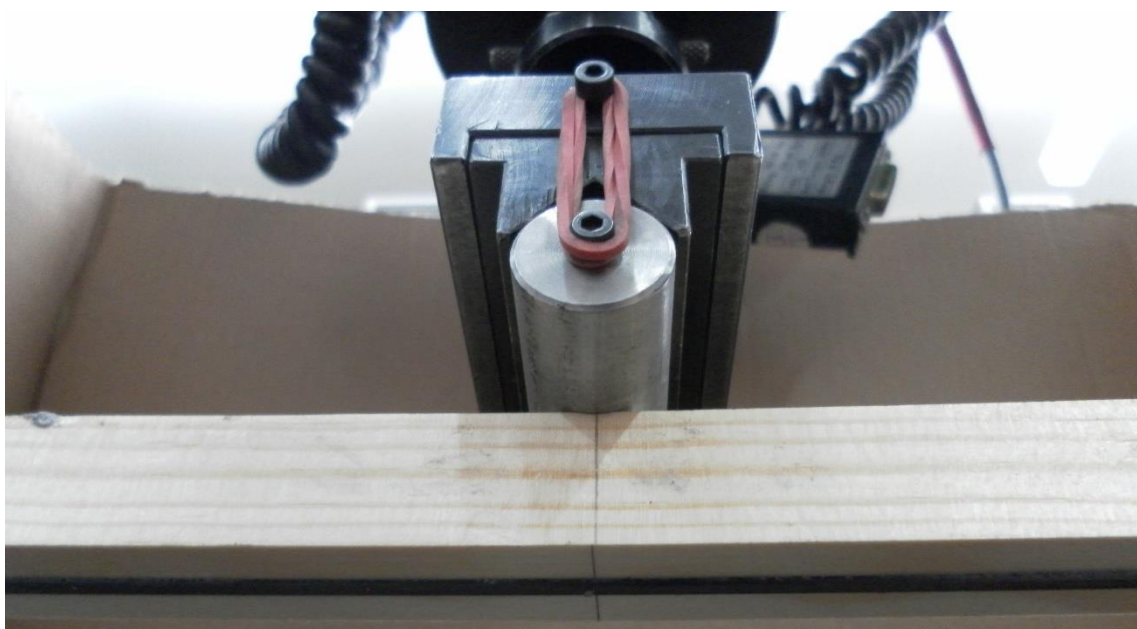


Figura 3.22 - Contacto do rolete cilíndrico da célula de carga com o provete.

3.3.2 Resultados

Em todos os provetes o valor da carga de rotura P_{\max} foi significativamente mais baixo do que o previsto nas simulações numéricas, pelo que a célula de carga de 5kN foi suficiente para todos os ensaios. Foram também ensaiados três provetes não reforçados para avaliar o ganho de resistência à flexão com a introdução da barra de CFRP.

Nesta secção apresentam-se e interpretam-se os resultados experimentais obtidos. A sua comparação com os resultados numéricos será feita na secção posterior 3.3.3.

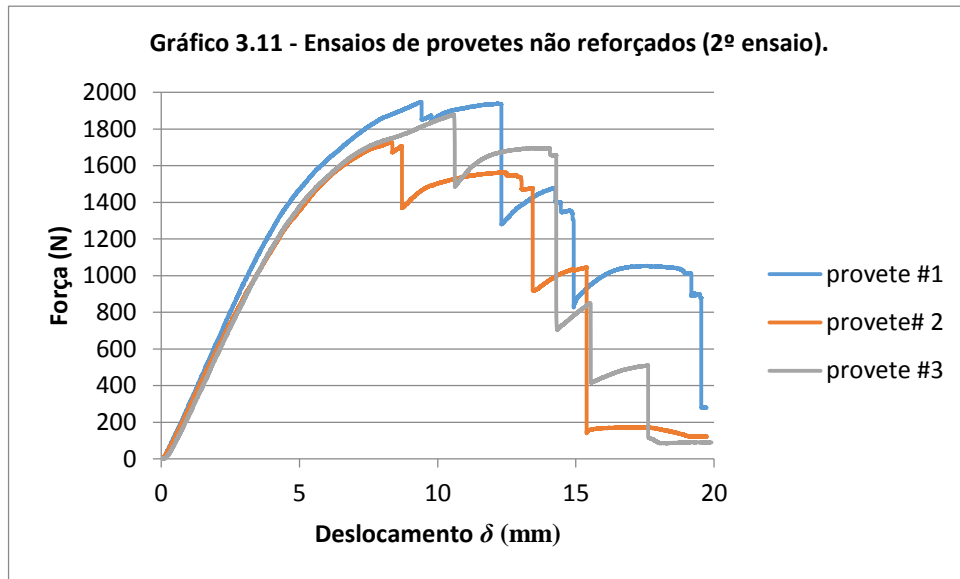
3.3.2.1 Vigas de madeira não reforçadas

Partindo de tábuas de madeira obtidas nas mesmas condições das que foram usadas na construção dos provetes reforçados, e com as mesmas dimensões (sem o rasgo longitudinal), procedeu-se ao ensaio de flexão em três pontos de três provetes não reforçados. No entanto, devido a problemas técnicos no sistema de aquisição de dados, não foi possível recolher as curvas força/deslocamento destes ensaios, obtendo-se apenas as cargas de rotura P_{\max} para cada provete, apresentadas na tabela 3.13.

Tabela 3.13 - Resultados de P_{\max} no 1º ensaio de provetes não reforçados.

Designação do provete	P_{\max} (N)	P_{\max} médio (N)
Proвете não reforçado #1	1200	1400
Proвете não reforçado #2	1400	
Proвете não reforçado #3	1600	

Numa tentativa de colmatar esta lacuna de resultados, realizaram-se outros três ensaios de flexão em três pontos com provetes de madeira do mesmo tipo e com as mesmas dimensões (retirados de outra tábua). Obtiveram-se as curvas força/deslocamento apresentadas no gráfico 3.11. Observa-se que os valores de P_{\max} são bastante superiores aos apresentados na tabela 3.13, o que invalida os novos ensaios para efeitos de comparação desses resultados. Além disso, verificou-se posteriormente que a sua rigidez é superior à de alguns provetes reforçados ensaiados no laboratório. A causa responsável por esta diferença de valores está certamente relacionada com o facto do historial da madeira usada nos novos ensaios ser diferente do da madeira anterior. Assim, assume-se que as curvas de força/deslocamento perdidas no primeiro ensaio teriam um aspecto idêntico às apresentadas no gráfico 3.11, mas com uma menor rigidez e um valor de P_{\max} a rondar os 1400N.

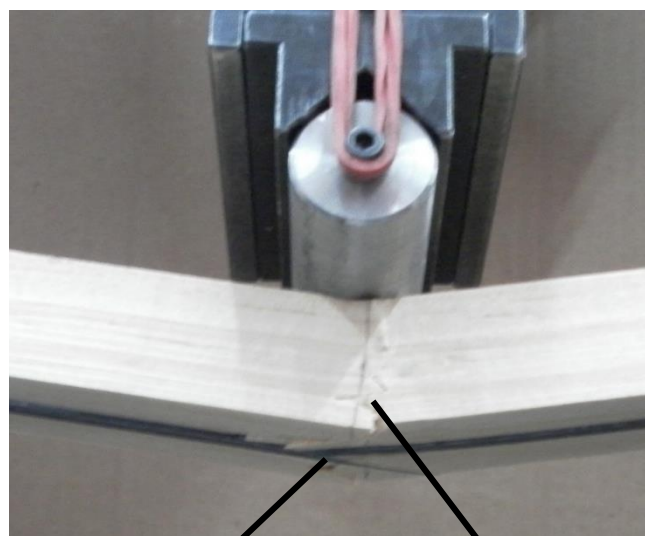


3.3.2.2 Vigas de madeira reforçadas

Apresentam-se nos gráficos 3.12 a 3.18 os resultados dos ensaios experimentais na forma de curvas força/deslocamento. Cada curva está identificada segundo a nomenclatura LCxHy #z, onde x e y mantêm o significado das secções anteriores, e z representa a numeração dos provetes de cada conjunto LCxHy específicos. A observação do comportamento dos provetes durante os ensaios permitiu identificar um conjunto de ocorrências associadas a cada “salto vertical” das curvas força/deslocamento (quebra de carga). Assim, registam-se nos gráficos 3.12 a 3.18 os seguintes eventos, que ocorreram antes da rotura final de cada provete: micro e macrofracturas internas na madeira identificadas visualmente ou por avisos sonoros – FM; e microfissuras no CFRP identificadas visualmente (rotura de fibras) ou por avisos sonoros – FC (figura 3.23). Quanto aos modos de rotura, também indicados nos gráficos, distinguem-se os seguintes: descolamento da barra de CFRP por rotura do adesivo – DC (figura 3.24); e rotura da barra de CFRP no plano de aplicação da carga, sem rotura do adesivo – RC (figura 3.25). Na realidade, embora estas duas últimas ocorrências sejam responsáveis pela diminuição da resistência à flexão do provete, a sua rotura ocorre sempre pela fractura da madeira num plano RT próximo do actuador (figuras 3.24 e 3.25), no instante imediatamente após a ocorrência DC ou RC, não sendo perceptível essa diferença temporal nos gráficos apresentados. Por conseguinte, o aspecto final dos provetes apresenta sempre uma fractura macroscópica da madeira a meio vão nas fibras solicitadas à tracção. Apontam-se de seguida algumas notas a ter em conta na análise destes resultados:

- i. Em todos os ensaios observou-se um fenómeno de indentação na madeira, na zona do contacto com o actuador (figura 3.25), sendo mais evidente nos provetes capazes de atingir maior P_{\max} . Este fenómeno deverá ser tido em conta na interpretação dos resultados;

- ii. Em aproximadamente metade dos ensaios caracterizados por um modo de rotura RC, verificou-se que a rotura das fibras do CFRP ocorreu de forma gradual e conjunta com os fenómenos FM, apesar das indicações nos gráficos estarem assinaladas em pontos específicos da curva;
- iii. Em aproximadamente metade dos ensaios caracterizados por um modo de rotura DC, verificou-se arrancamento de pedaços de madeira por parte do adesivo (figura 3.24). Assim, admite-se que a rotura do adesivo ocorreu nalguns casos em modo de misto, sugerindo uma elevada proximidade dos valores de G_{IIIc} da madeira e do adesivo.
- iv. Os provetes LC200H7#2, LC200H7#3, LC200H9#2 e LC200H9#3 foram ensaiados com distâncias entre apoios superiores a 300mm. O objectivo desta alteração foi evidenciar o aspecto final da rotura dos provetes, visto que o exemplar LC200H7#1 atingiu o limite de deslocamento δ da máquina de ensaios sem esgotar a sua capacidade resistente;
- v. Uma das microfissuras que se formaram durante o ensaio do provete LC200H7#2 entrou num plano de clivagem da madeira provocando a desintegração completa do provete, bem como o descolamento da sua barra de reforço. Este facto deve ser tido em conta na interpretação do seu modo de rotura, apesar de estar classificado como DC.
- vi. Analisando o aspecto dos provetes após o ensaio, verifica-se que a fractura da madeira devido às tensões normais tractivas ocorre também em regiões acima do eixo neutro (figura 3.25). Este facto deve-se à subida da posição do eixo neutro durante o ensaio (aumento de y), uma vez que a baixa velocidade a que decorre permite uma fractura progressiva do CFRP.



Rotura de fibras do CFRP
(ocorrência FC)

Macro e microfissuras na
madeira (ocorrência FM)

Figura 3.23 - Representação dos fenómenos FM e FC.



Figura 3.24 - Representação do descolamento da barra de CFRP (fenómeno DC).

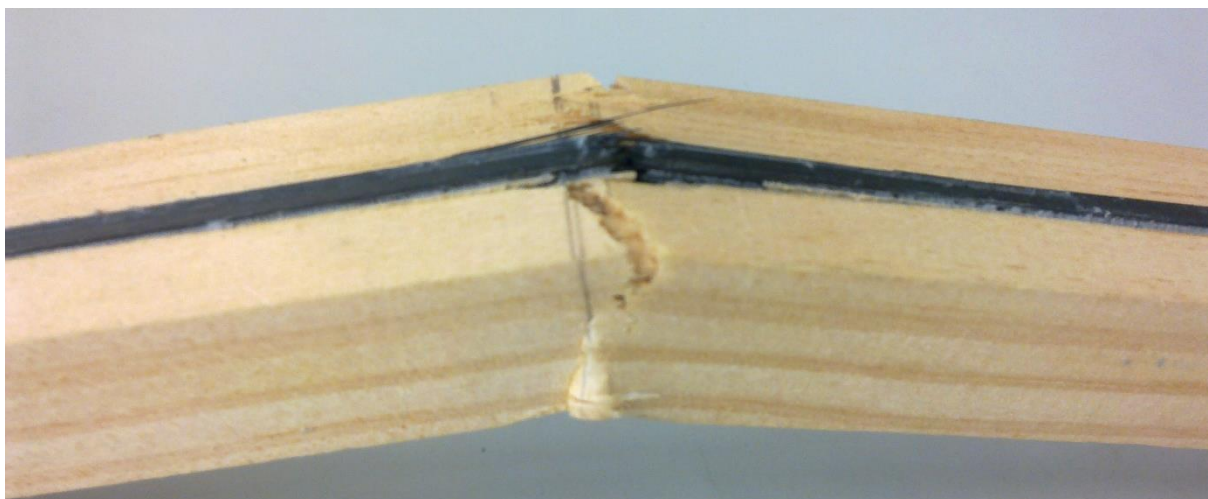


Figura 3.25 - Representação da rotura da barra de CFRP (fenómeno RC).

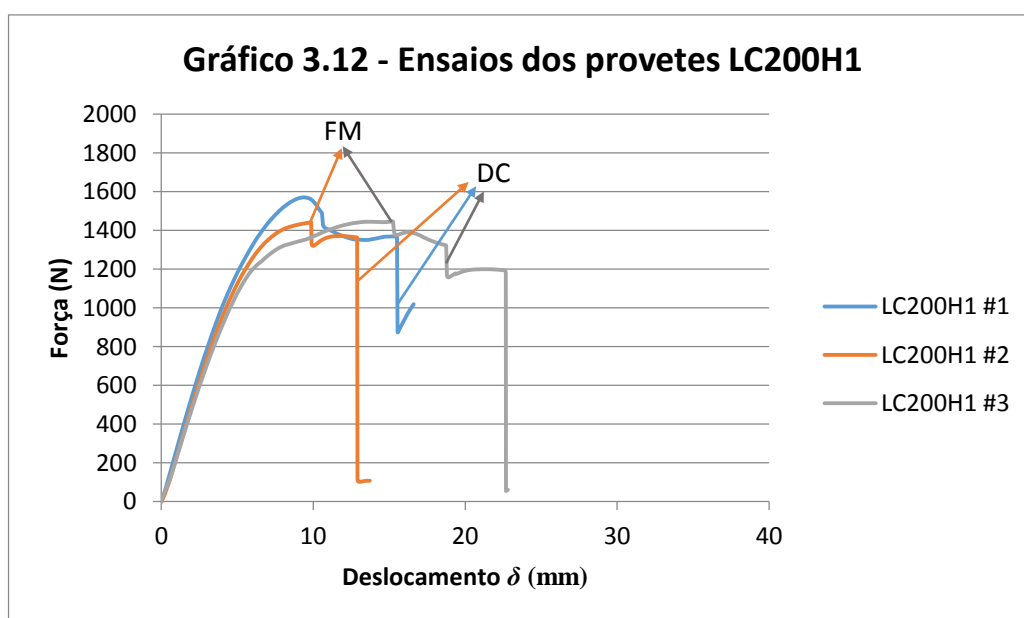


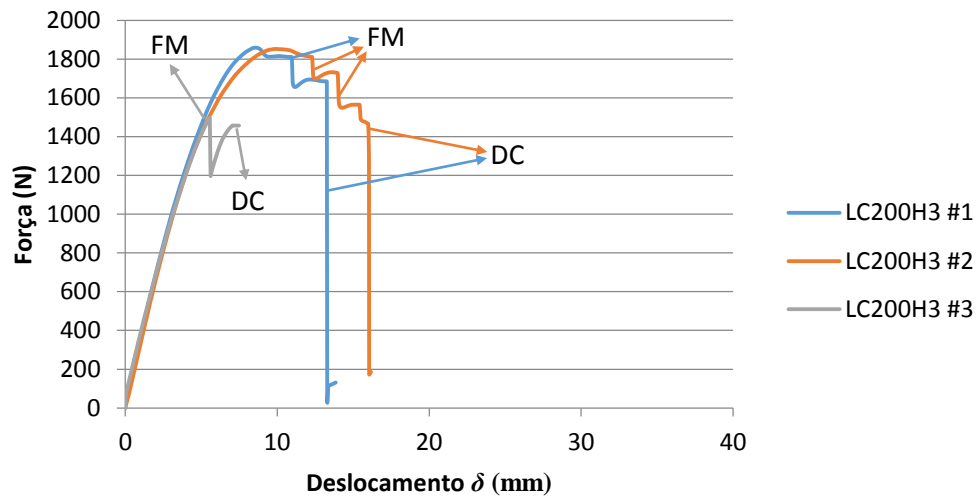
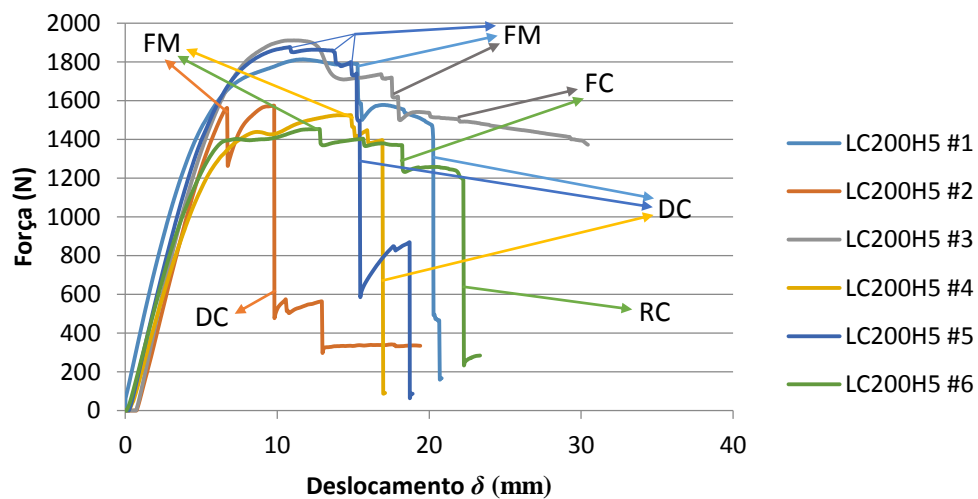
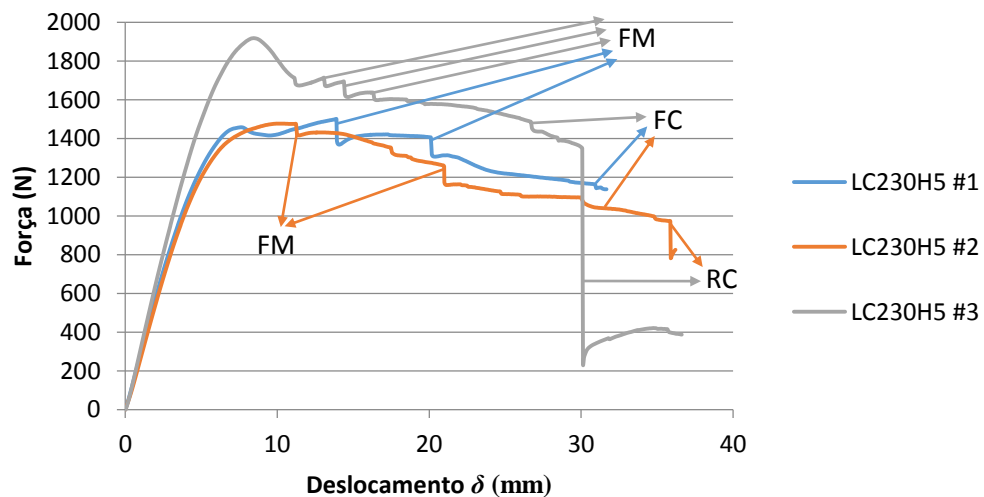
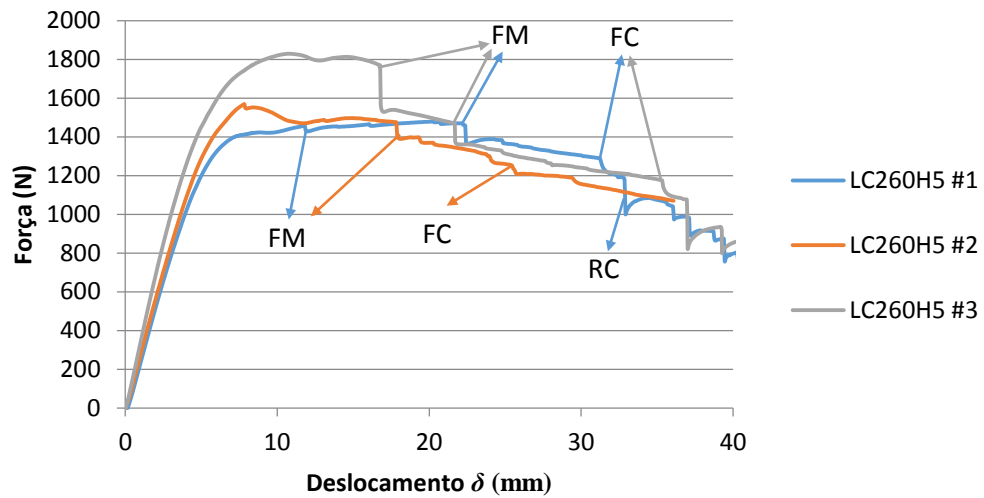
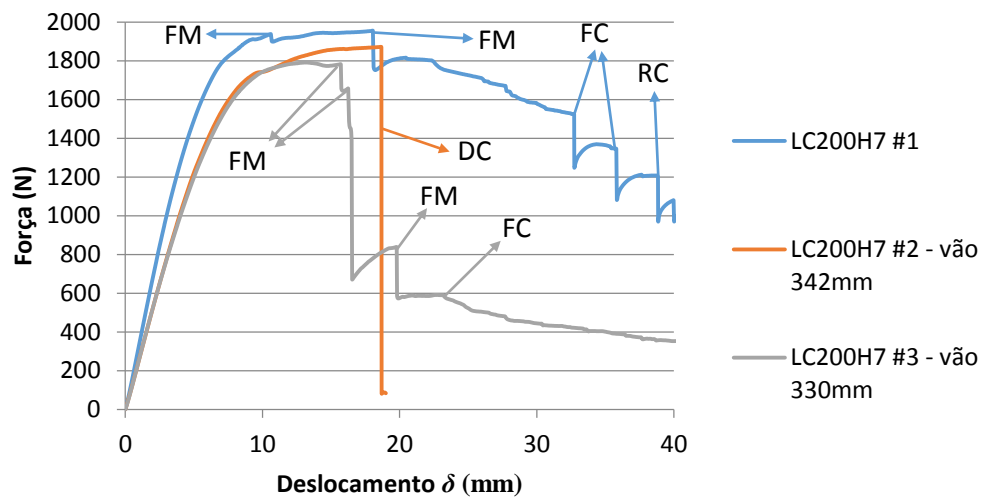
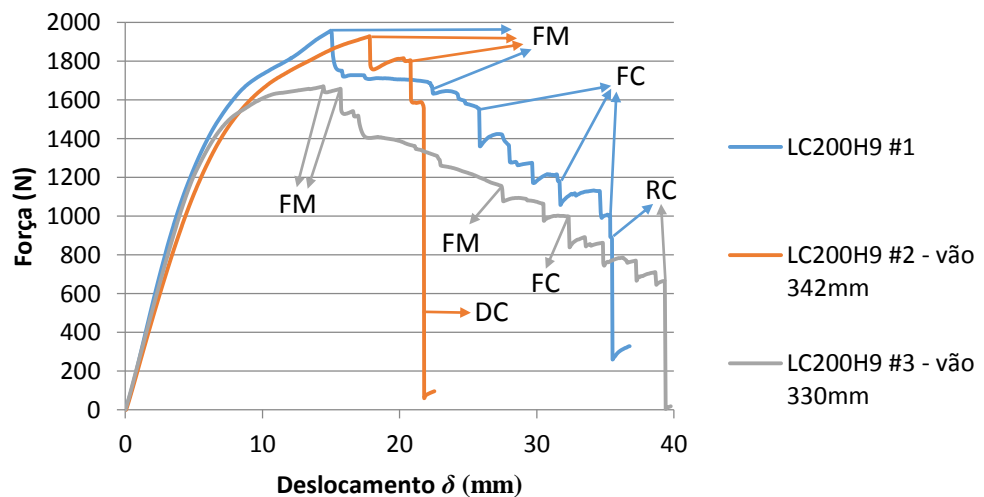
Gráfico 3.13 - Ensaio dos provetes LC200H3**Gráfico 3.14 - Ensaio dos provetes LC200H5****Gráfico 3.15 - Ensaio dos provetes LC230H5**

Gráfico 3.16 - Ensaio dos provetes LC260H5**Gráfico 3.17 - Ensaio dos provetes LC200H7****Gráfico 3.18 - Ensaio dos provetes LC200H9**

Analisando os gráficos 3.12 a 3.18 retiram-se as seguintes observações qualitativas:

- i. Verifica-se uma evolução não linear em todas as curvas antes de ser atingida a carga máxima P_{\max} ;
- ii. Verifica-se em todos os ensaios a ocorrência de fenómenos FM e/ou FC antes da rotura do provete;
- iii. Em grande parte dos ensaios, a ocorrência desses fenómenos têm lugar pouco depois da transição do regime linear para o não linear. Este facto sugere que os fenómenos FM e FC ocorram na realidade um pouco antes, coincidindo com a transição daqueles dois regimes, sendo por isso responsáveis pela mudança do comportamento da curva;
- iv. O modo de rotura DC é substituído pelo modo RC com o aumento da altura de reforço H , estando essa transição associada ao valor de H de 5mm. Este facto sugere que, no caso dos provetes LC200H7 e LC200H9, o adesivo aplicado na face superior da barra de CFRP, mais próxima do eixo neutro, estará sujeito a tensões τ_t provocadas pela diferença entre E_1 e E_L (módulo de elasticidade do CFRP e da madeira na direção longitudinal, respectivamente) suficientemente mais baixas para compensar as tensões provocadas pelo esforço rasante. No caso dos provetes LC230H5 e LC260H5, o aumento da área de contacto da barra de CFRP com a madeira é suficiente para impedir o seu descolamento;
- v. Como consequência do ponto iv, o aumento do comprimento da barra LC permite obter um maior deslocamento δ a cargas mais elevadas;
- vi. O modo de rotura RC caracteriza-se por ser mais dúctil relativamente ao modo DC;
- vii. A ocorrência do fenómeno FM verifica-se em todos os provetes;
- viii. O pré-impregnado Texipreg HS 160 RM usado na barra de reforço é susceptível à rotura de fibras progressiva quando sujeito a tensões normais tractivas de flexão.

Apresenta-se na tabela 3.14 o valor médio de P_{\max} ($P_{\max,med}$) para cada conjunto de provetes LCxHy ensaiados nas mesmas condições, e o respectivo ganho percentual em relação ao valor médio de P_{\max} dos provetes não reforçados – 1400N. Verificam-se aumentos notáveis de $P_{\max,med}$ com a introdução dos reforços com alturas H de 3mm e 7mm. No entanto, o valor de $P_{\max,med}$ para o provete LC200H3 está um pouco subvalorizado, uma vez que se considera o resultado do ensaio LC200H3 #3, que, como se observa no gráfico 3.13, apresenta uma quebra de carga para um deslocamento δ muito baixo, devido a um fenómeno FM. Dada a elevada probabilidade desta ocorrência estar relacionada com defeitos internos na madeira, optou-se por excluir o resultado desse ensaio na comparação dos resultados. Assim, o valor de $P_{\max,med}$ para os provetes LC200H3 passa para 1855.7N, elevando o ganho para 32.6%. Desta forma, conclui-

se que a introdução do reforço com 3mm de altura H é a solução que promove o maior ganho de P_{\max} .

Tabela 3.14 - Ganhos de $P_{\max,med}$ dos provetes reforçados relativamente aos não reforçados.

Proвете	$P_{\max,med}$ (N)	Ganho (%)
LC200H1	1486.8	6.2
LC200H3	1736.2	24.0
LC200H5	1692.2	20.9
LC200H7	1955.0	39.6
LC200H9	1957.7	39.8
LC230H5	1631.8	16.6
LC260H5	1625.5	16.1

A tabela 3.15 mostra a variação de P_{\max} , rigidez e ductilidade com o aumento das dimensões da barra de reforço. Observa-se desde já uma grande disparidade nos resultados obtidos, nomeadamente na variação da rigidez. Regista-se um aumento significativo de P_{\max} com o aumento da altura da barra de reforço H de 1mm para 3mm, e de 5mm para 7mm. Relativamente à ductilidade, verifica-se que atinge um valor mínimo para H igual a 3mm, crescendo a partir desse valor. Para valores de H superiores a 5mm, a mudança do modo de rotura (de DC para RC) origina uma curva descendente em “degraus”, substituindo o “salto” vertical característico do fenómeno DC, admitindo-se que a ductilidade nesses casos possui um valor muito elevado e não mensurável (representado por “inf” na tabela 3.15).

Tabela 3.15 - Variação de P_{\max} , rigidez e ductilidade em função das dimensões da barra de reforço.

Provetes em comparação	Variação de P_{\max} (%)	Variação de rigidez (%)	Variação de ductilidade (%)
LC200H1-LC200H3	24.8	27.1	-13.9
LC200H3-LC200H5	-8.8	-12.5	38.2
LC200H5-LC230H5	-3.6	5.6	inf
LC230H5-LC260H5	-0.4	0.32	inf
LC200H5-LC200H7	15.5	19.4	inf
LC200H7-LC200H9	0.1	-17.0	inf

3.3.3 Comparação dos resultados experimentais com os resultados numéricos

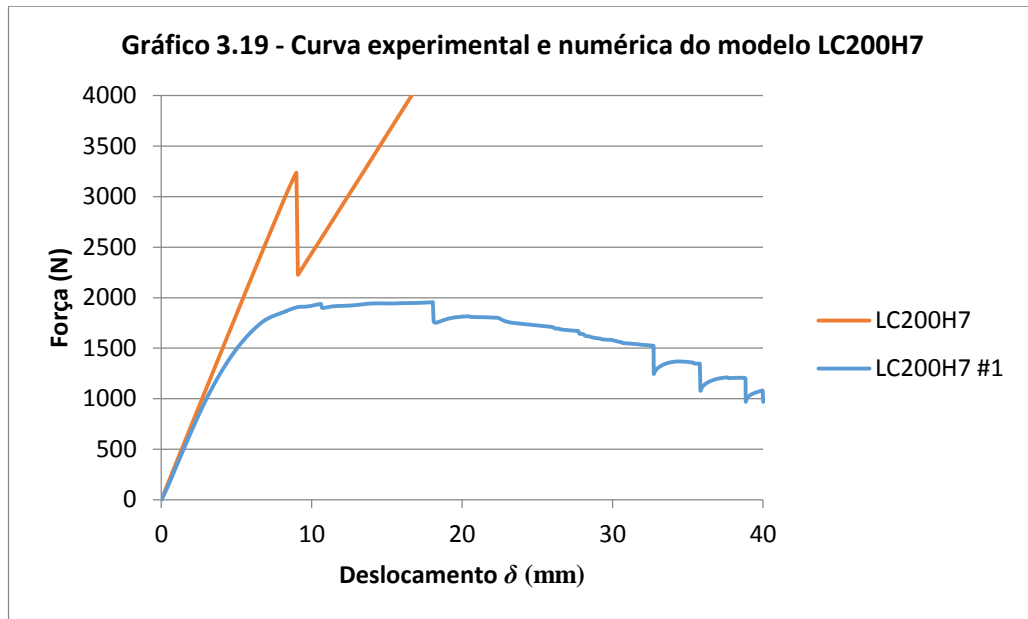
A comparação dos resultados experimentais com os resultados numéricos é efectuada em duas partes. Na primeira parte, compara-se directamente o aspecto das curvas dos modelos numéricos com as dos ensaios experimentais, sobrepondo-as num mesmo gráfico. Na segunda, compara-se a evolução das curvas dos modelos numéricos com as dos ensaios experimentais face ao aumento das dimensões do reforço.

Relativamente à comparação do aspecto das curvas, verifica-se que as diferenças são comuns em todos os modelos. Assim, representa-se no gráfico 3.19 a sobreposição da curva força/deslocamento do provete LC200H7#1 com a curva numérica do modelo LC200H7, que representa correctamente o aspecto típico da sobreposição de todas as outras curvas. Salientam-se as seguintes observações:

- i. Concordância na rigidez;
- ii. O modelo numérico não reproduz o comportamento não linear característico da madeira, evidenciado nas curvas força/deslocamento dos ensaios experimentais;
- iii. O valor de P_{\max} encontra-se sobrevalorizado nas simulações numéricas. Esta diferença está quantificada na tabela 3.16, onde são utilizados os valores médios dos resultados experimentais – $P_{\max,med}$.

Tabela 3.16 - Comparação dos valores de P_{\max} dos resultados numéricos e experimentais.

Provete	P_{\max} numérico (N)	$P_{\max,med}$ experimental (N)	Erro (%)
LC200H1	2763.0	1486.8	85.8
LC200H3	2622.3	1855.7	41.3
LC200H5	2906.1	1692.2	71.7
LC230H5	3678.9	1631.8	125.5
LC260H5	4788.3	1625.5	194.6
LC200H7	3233.6	1955.0	65.4
LC200H9	3551.1	1957.7	81.4



Relativamente à comparação da evolução das curvas, apresentam-se na tabela 3.17 os resultados experimentais (*Exp*) e numéricos (*Num*) organizados em termos da variação percentual de P_{\max} , rigidez e ductilidade. Esta análise permite constatar alguns aspectos comuns relativos à evolução das curvas de força/deslocamento com o aumento das dimensões da barra de reforço (evidenciados a negrito na tabela 3.17). Assim, verifica-se que:

- i. A ductilidade diminui com o aumento de 1mm para 3mm da altura do reforço H . No caso numérico, esse facto é responsável pela redução de 5.1% no valor de P_{\max} . No caso experimental, a não linearidade (bastante prematura) das curvas força/deslocamento dos provetes LC200H1 origina valores de P_{\max} inferiores aos dos provetes LC200H3, observando-se assim um aumento positivo de 24.8% no seu valor;
- ii. A ductilidade aumenta com valores de H superiores a 3mm;
- iii. O valor de P_{\max} aumenta com a variação da altura H da barra de reforço de 5mm para 7mm;
- iv. A rigidez mantém-se aproximadamente constante com a variação do comprimento da barra de reforço LC .

Dado que o modo de rotura se altera no caso experimental com o aumento da altura da barra H , mais precisamente na transição de 5mm para 7mm, a consideração iii deve ser tomada com alguma reserva.

Tabela 3.17 - Comparação dos resultados experimentais (*Exp*) com os resultados numéricos (*Num*), em termos de variação de P_{\max} , rigidez e ductilidade.

Provetes em comparação	Variação de P_{\max} (%)		Variação de rigidez (%)		Variação de ductilidade (%)	
	<i>Exp</i>	<i>Num</i>	<i>Exp</i>	<i>Num</i>	<i>Exp</i>	<i>Num</i>
LC200H1-LC200H3	24.8	-5.1	27.1	14.3	-13.9	-18.0
LC200H3-LC200H5	-8.8	10.8	-12.5	4.4	38.2	4.16
LC200H5-LC230H5	-3.6	26.6	5.6	1.7	inf	22.6
LC230H5-LC260H5	-0.4	30.1	0.32	0.6	inf	28.8
LC200H5-LC200H7	15.5	11.3	19.4	0.6	inf	9.4
LC200H7-LC200H9	0.1	9.8	-17.0	0.4	inf	8.9

Tendo em conta as discrepâncias apresentadas, foi decidido ajustar o modelo numérico no sentido de aproximar os valores de P_{\max} dos modelos numéricos aos registados nos ensaios experimentais. Procurou-se também simular o comportamento não linear da madeira evidenciado nas curvas força/deslocamento experimentais e compatibilizar os modos de rotura em função das dimensões do reforço.

3.4 Validação do modelo numérico

O ajuste do modelo numérico consiste na introdução de novos elementos coesivos, estrategicamente colocados, no sentido de reproduzir as macro e micro fracturas da madeira e a rotura do CFRP – fenómenos FM e FC descritos na secção anterior, respectivamente. Este processo de validação foi desenvolvido no modelo LC200H7.

Este aperfeiçoamento consistiu num processo iterativo, procurando as posições ideais a serem ocupadas pelos novos elementos coesivos, de forma a possibilitar a simulação dos fenómenos FM e FC, responsáveis pelas discrepâncias anteriormente apresentadas. À parte dos diferentes modos de rotura, o aspecto típico dos provetes após os ensaios está representado na figura 3.26. Tal como os gráficos 3.12 a 3.18 o sugerem, a macro fractura FM1 apontada na figura 3.26 parece estar relacionada com uma perda significativa de resistência à flexão, pelo que a primeira modificação ao modelo consistiu na introdução de um plano vertical de elementos coesivos, coincidente com o plano de aplicação da carga (figura 3.27). Dado que a fractura FM1 ocorre no plano RT da madeira e <23> do CFRP (de acordo com a figura 2.16), foram usadas as propriedades coesivas de cada material nesse plano na definição das propriedades dos novos elementos coesivos, apresentadas nas tabelas 3.18 e 3.19, respectivamente. Representa-se no

gráfico 3.20 a curva força/deslocamento resultante da simulação do novo modelo (curva “LC200H7 optm1”) juntamente com a curva do modelo anterior e a curva experimental, LC200H7 e LC200H7 #1, respectivamente. Os saltos verticais identificados na curva “LC200H7 optm1” estão associados aos aspectos do modelo apresentados nas figuras 3.28 e 3.29. Observa-se que o primeiro salto (“Salto 1”), mais pequeno, corresponde à abertura dos elementos coesivos da madeira e do CFRP mais afastados do eixo neutro (à tracção). Nestas condições, a simulação prossegue durante cerca de mais 0.3mm até ocorrer a abertura de todos os elementos coesivos desse plano, correspondendo ao maior salto da curva (“Salto 2”). A simulação termina com a rotura dos novos elementos coesivos sem o descolamento da barra de reforço, pelo que a concordância do modo de rotura foi satisfeita. No entanto, o valor de P_{max} , atingido no instante precedente ao primeiro salto da curva – 2840N, corresponde apenas a 30% da redução necessária para que a concordância com o valor experimental se verifique. A simulação do comportamento não linear da curva força/deslocamento também não foi conseguida.

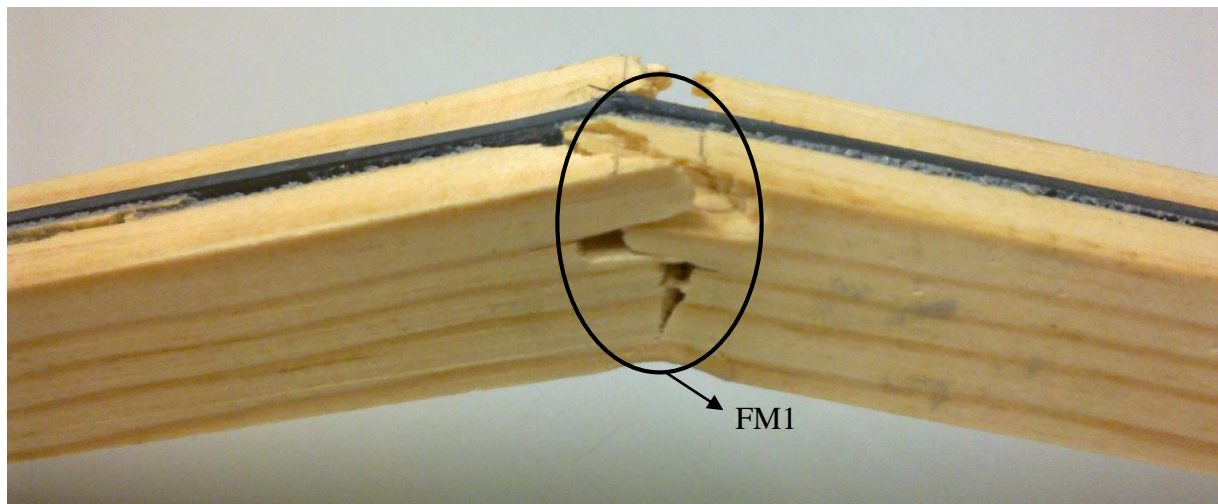


Figura 3.26 - Aspecto típico dos provetes após o ensaio (proвете da imagem: LC200H7 com rotura pela barra de CFRP).

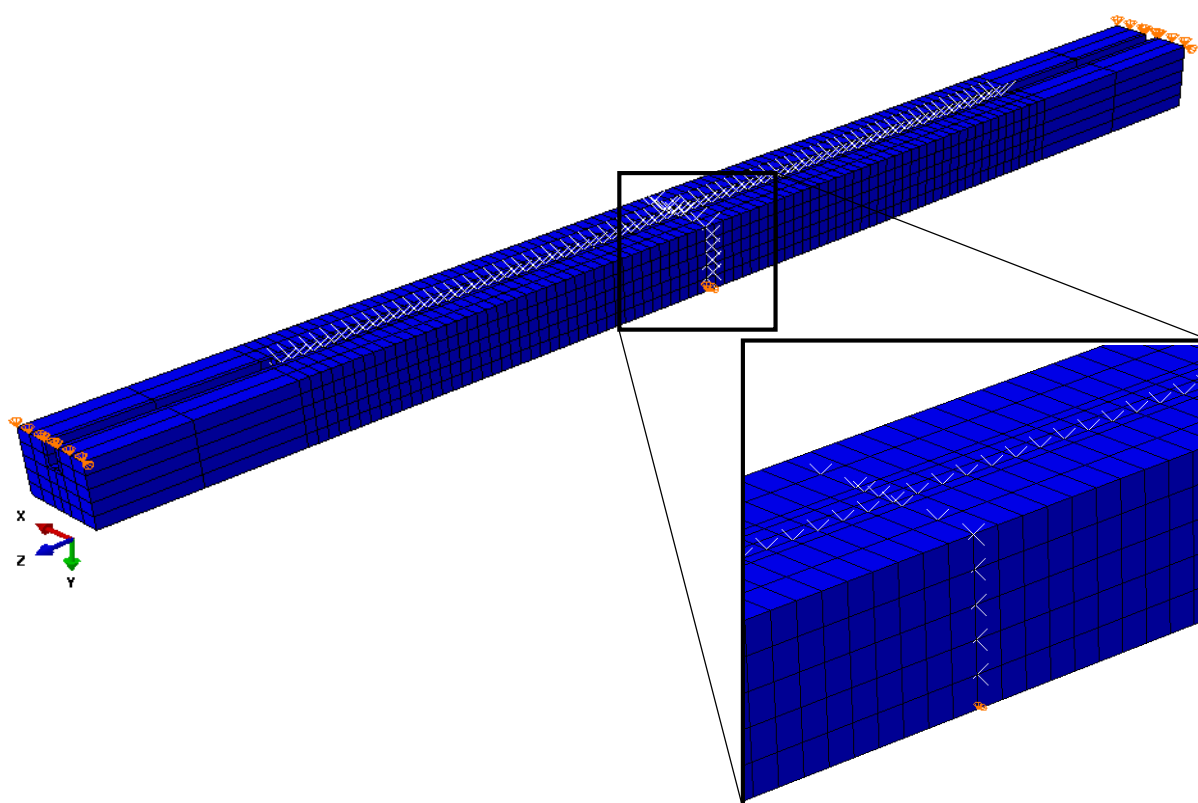


Figura 3.27 - Modelo LC200H7 com elementos coesivos no plano coincidente ao da aplicação da carga.

Tabela 3.18 - Parâmetros coesivos da madeira de pinheiro bravo no plano RT (Campilho, et al., 2009).

G_{Ic} (N/mm)	G_{IIc} (N/mm)	G_{IIIc} (N/mm)	$\sigma_{u,I}$ (MPa)	$\sigma_{u,II}$ (MPa)	$\sigma_{u,III}$ (MPa)
25	1.2	1.2	65	16	16

Tabela 3.19 - Parâmetros coesivos do pré-inpregnado Texipreg HS 160 RM no plano <23> (Campilho, et al., 2007).

G_{Ic} (N/mm)	G_{IIc} (N/mm)	G_{IIIc} (N/mm)	$\sigma_{u,I}$ (MPa)	$\sigma_{u,II}$ (MPa)	$\sigma_{u,III}$ (MPa)
0.43	0.66	0.66	750	23.1	23.1

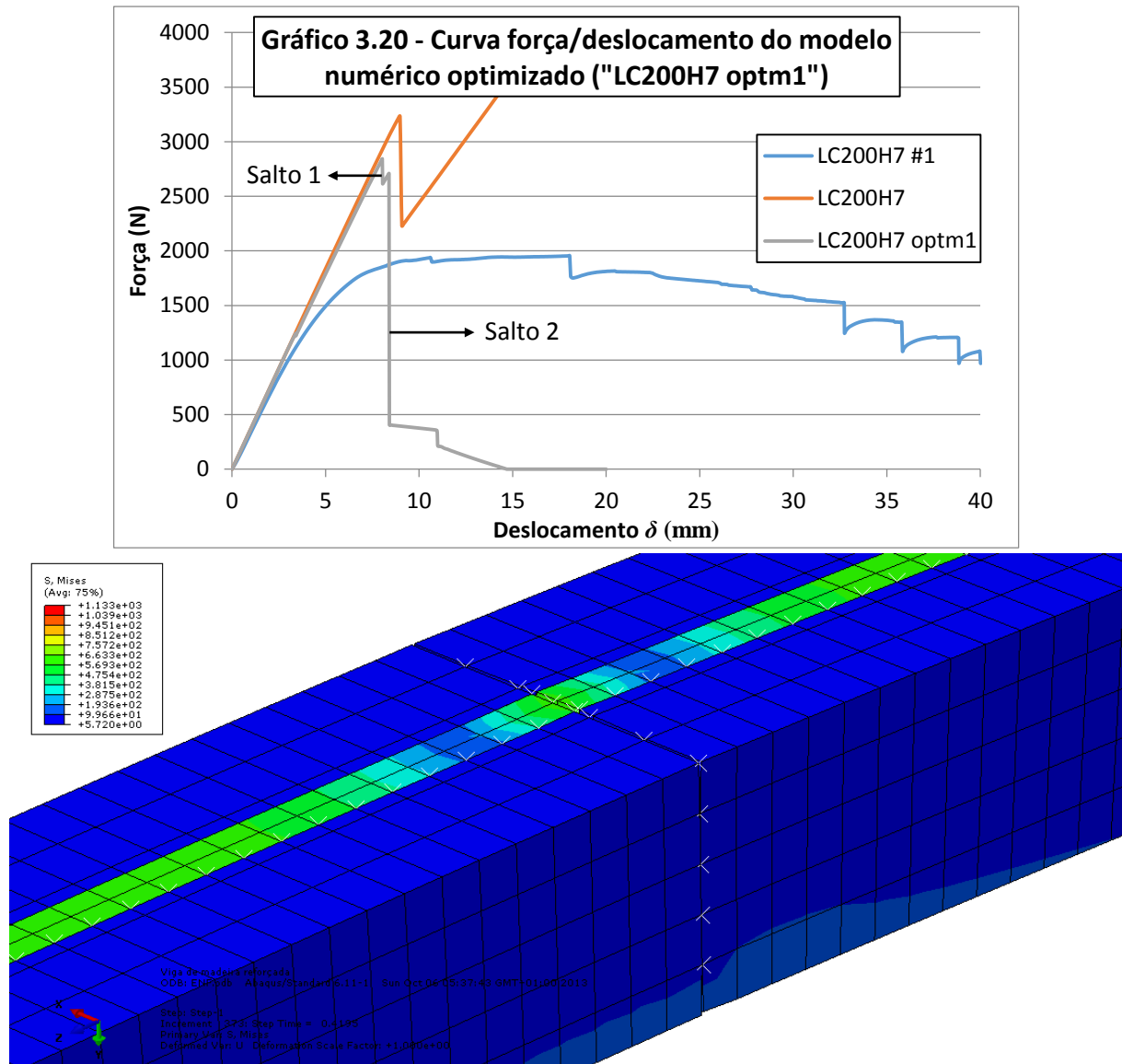


Figura 3.28 - Aspecto do modelo LC200H7 optm1 após a ocorrência do primeiro salto na curva força/deslocamento ("Salto 1").

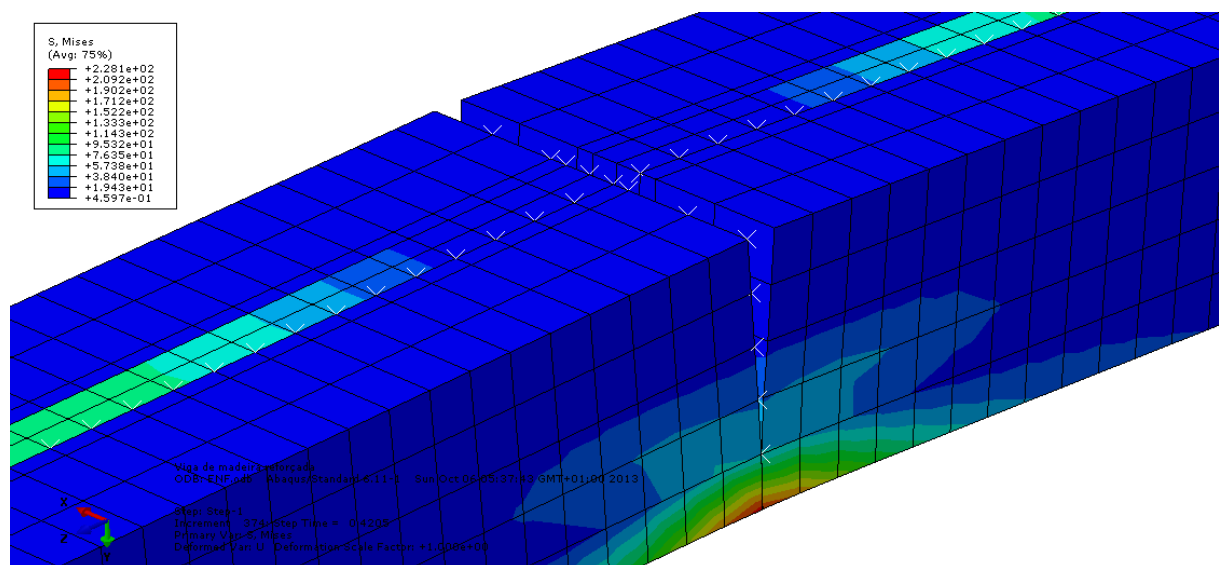
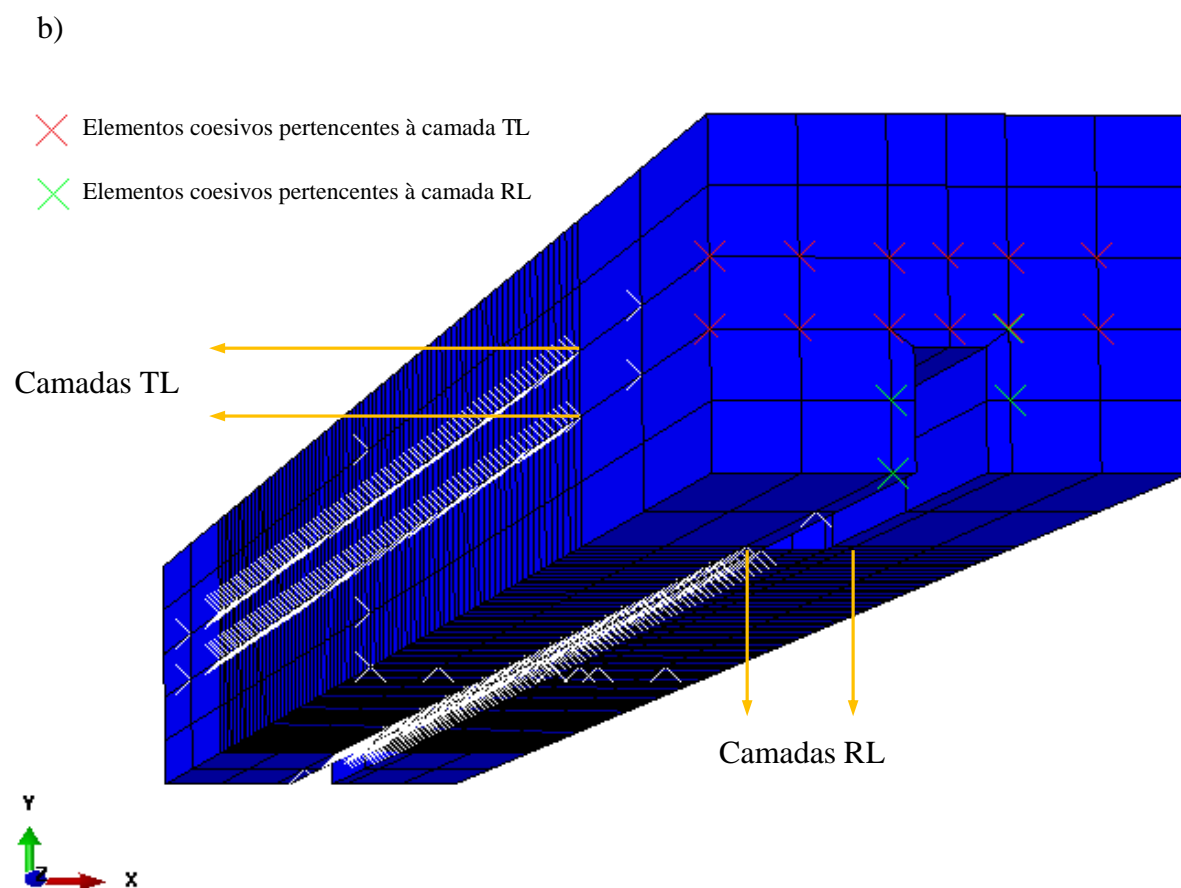
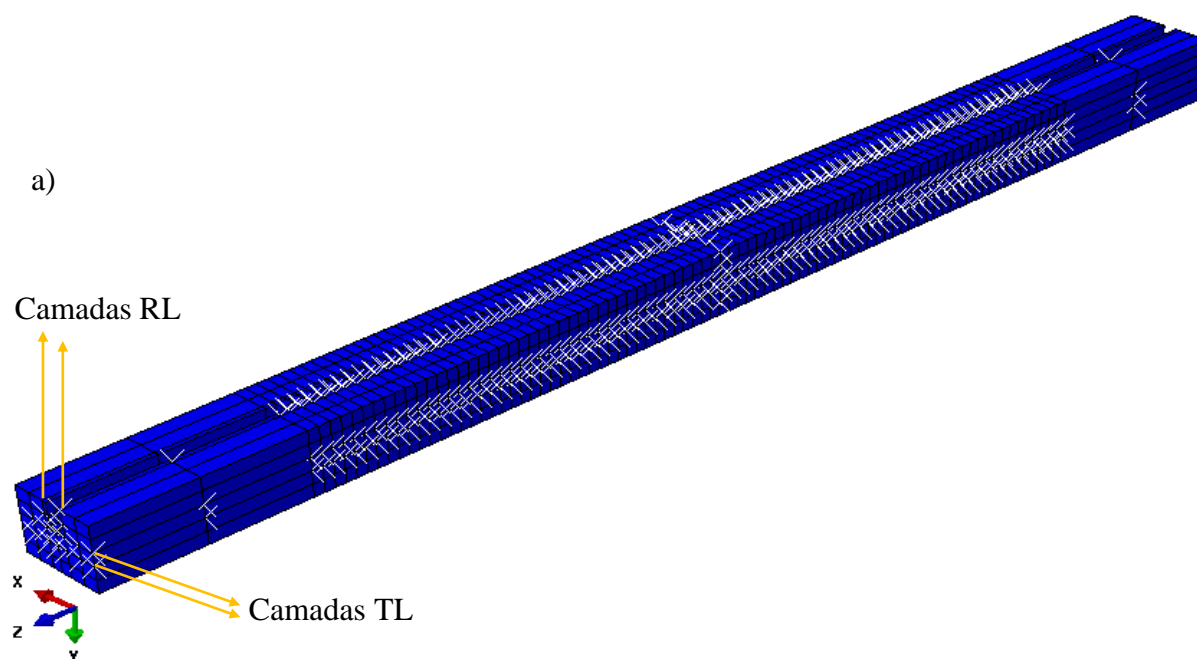


Figura 3.29 - Aspecto do modelo LC200H7 optm1 após a ocorrência do segundo salto na curva força/deslocamento ("Salto 2").

Face à discrepância dos resultados obtidos no modelo anterior, foi decidido efectuar um novo aperfeiçoamento ao modelo. Analisando novamente a figura 3.26, verifica-se que a fractura da madeira no plano RT está associada à ocorrência de outras fracturas, mais pequenas, no plano TL. Assim, a segunda optimização do modelo passou pela introdução de novos elementos coesivos no plano TL da madeira. Foram também adicionados elementos no plano RL para permitir a “delaminação” da madeira, junto ao plano de solicitação, possibilitando assim uma fractura mais progressiva no material. Representa-se na figura 3.30 os novos elementos coesivos devidamente identificados, dispostos em duas camadas no plano TL, e em duas camadas no plano RL, cujas propriedades coesivas se encontram definidas na tabela 3.20. Apresenta-se no gráfico 3.21 a curva força/deslocamento resultante (curva “LC200H7 optm2”), juntamente com a curva experimental e as curvas obtidas nos modelos anteriores. Verifica-se uma redução considerável no valor de P_{\max} para 2061N, estando já muito próximo do valor experimental – 1955N. No incremento de deslocamento após o alcance de P_{\max} , a curva sofre um “salto” vertical (identificado no gráfico como “Salto 1”) correspondente à abertura dos elementos coesivos do plano TL inferior. Embora a abertura desses elementos não seja tão evidente como no caso anterior, apresenta-se na figura 3.31 o aspecto do modelo no instante precedente à rotura destes elementos, e nas figuras 3.32 e 3.33 o seu aspecto no instante procedente à sua rotura. Note-se que a diferença do aspecto no modelo entre os dois instantes reside sobretudo na distribuição das tensões internas nos elementos sólidos da madeira – figuras 3.31 e 3.32. Verifica-se visualmente que a sua abertura ocorre em modo I e II, sendo o modo II provocado pelas tensões de corte devidas ao esforço rasante. Deste modo, constata-se que a introdução dos elementos coesivos no plano TL inferior provoca o deslizamento entre as camadas de elementos sólidos da madeira, sendo essencial na redução do valor de P_{\max} e na sua aproximação ao valor obtido experimentalmente. No entanto, esta solução não permite ainda ao modelo simular o comportamento não linear da curva experimental e obter concordância no modo de rotura (figuras 3.32 e 3.34). Além disso, observa-se ainda que a rigidez deste modelo é ligeiramente superior à do provete ensaiado no laboratório, pelo que se decidiu efectuar mais um ajuste.



Figuras 3.30a e b – Aspecto do modelo LC200H7 após a introdução dos elementos coesivos nos planos RL e TL da madeira.

Tabela 3.20 – Parâmetros coesivos da madeira nos planos TL e RL (Campilho, et al., 2009)⁴ (Moura, et al., 2008).

G_{Ic} (N/mm)	G_{IIc} (N/mm)	G_{IIIc} (N/mm)	$\sigma_{u,I}$ (MPa)	$\sigma_{u,II}$ (MPa)	$\sigma_{u,III}$ (MPa)
0.26	0.6	0.6	4	4	4

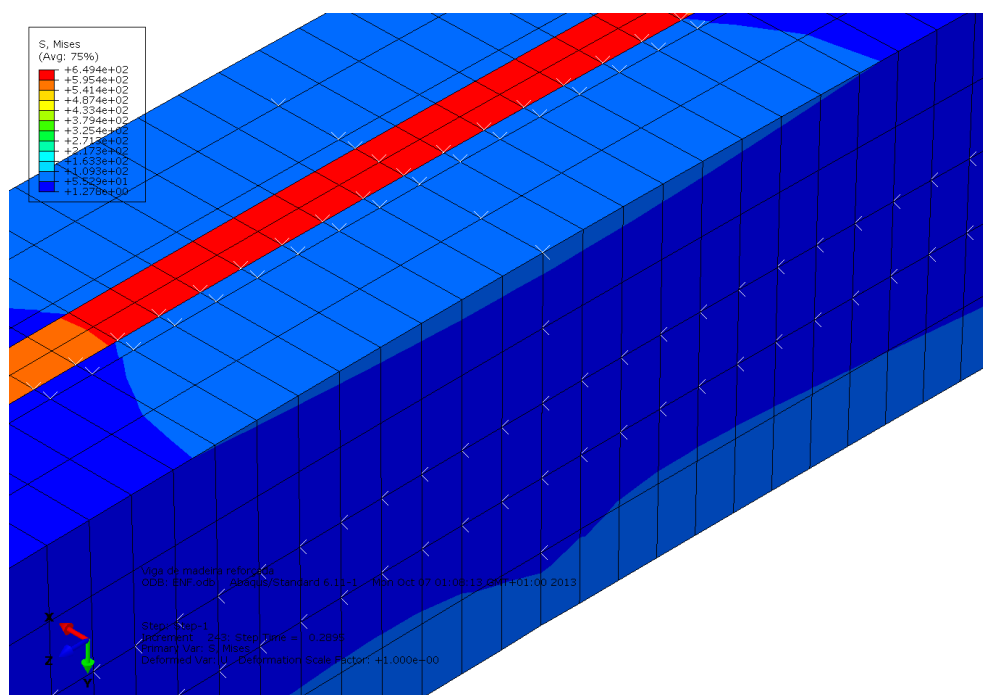
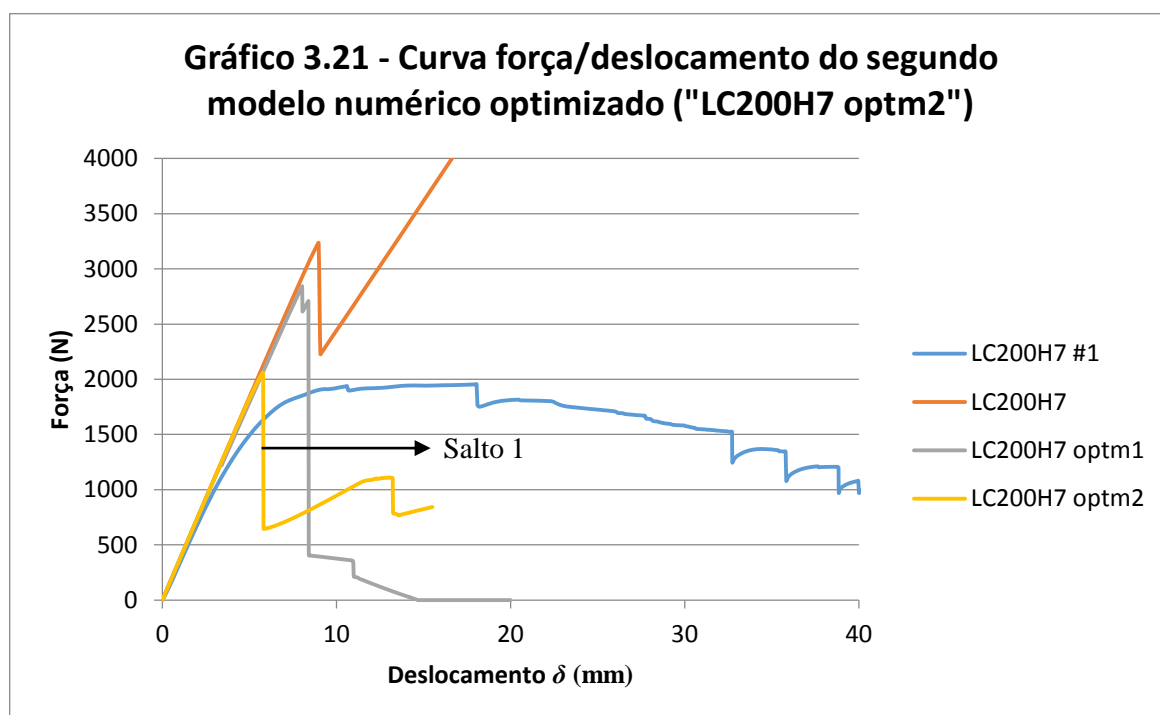


Figura 3.31 - Aspecto do modelo no instante precedente à abertura dos elementos coesivos da camada TL.

⁴ É provável que os valores de G_{IIc} e G_{IIIc} se encontrem subvalorizados, dado que o modo de rotura misto do adesivo observado nos ensaios experimentais sugere uma grande proximidade desses valores com os do adesivo – 1.11N/mm.

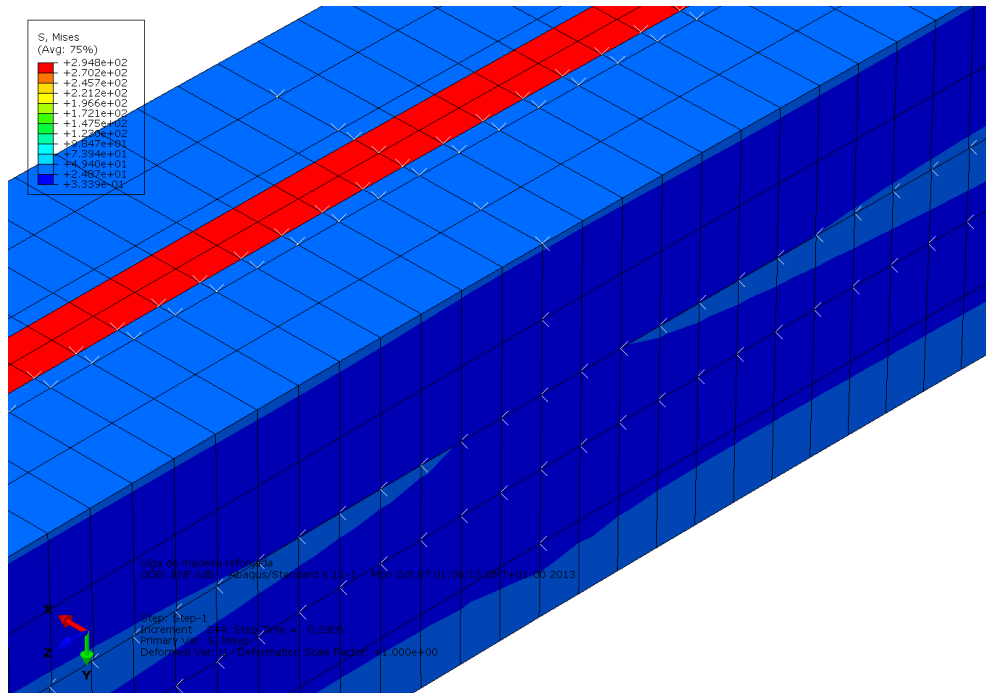


Figura 3.32 - Aspecto do modelo no instante precedente à abertura dos elementos coesivos no plano TL (“Salto 1”).

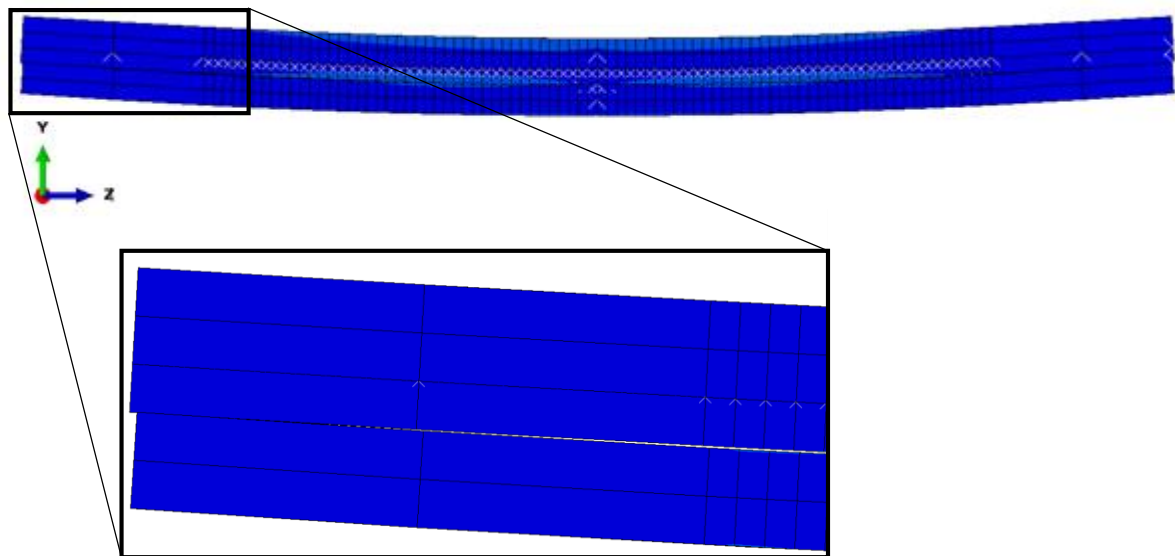


Figura 3.33 - Aspecto do modelo no instante precedente à abertura dos elementos coesivos no plano TL (“Salto 1”) (vista lateral).

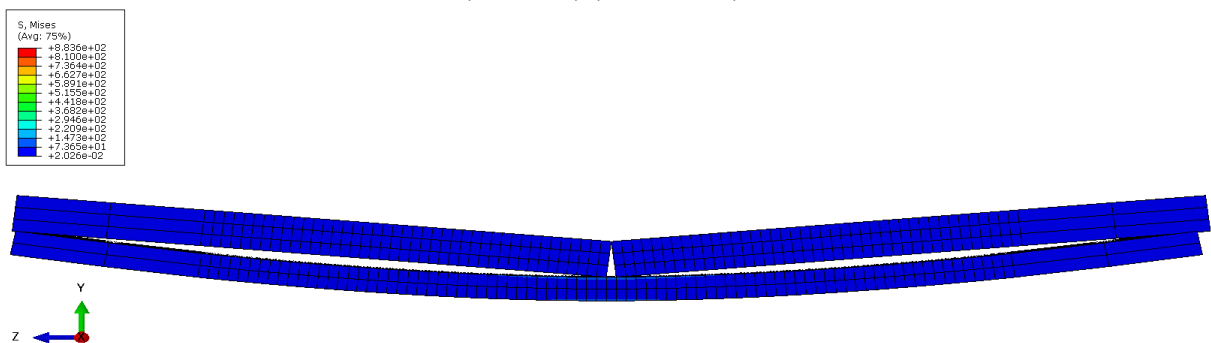


Figura 3.34 - Aspecto do modelo no fim da simulação.

A terceira otimização do modelo consistiu em modificar as propriedades de alguns elementos coesivos introduzidos na etapa anterior. Tendo em conta que o “Salto 1” indicado no gráfico anterior 3.21 é provocado pela abertura dos elementos coesivos do plano TL da madeira, optou-se por “eliminar” alguns destes elementos de forma a tornar o processo de rotura associado ao “Salto 1” mais gradual, forçando uma sequência de abertura de elementos coesivos ao longo do comprimento da viga. Assim, foram aumentadas as propriedades dos elementos coesivos das camadas TL e RL posicionados a uma distância superior a 27.5mm do plano de solicitação. A figura 3.35 mostra o aspecto do modelo sem esses elementos. O valor dessa distância foi aproximado de forma a corresponder ao comprimento médio das fendas no plano TL observadas nos ensaios experimentais. De facto, a fractura no plano TL da madeira após o ensaio dos provetes, visível na figura 3.26 apresentada anteriormente, desenvolve-se apenas num reduzido comprimento de viga, próximo do plano de solicitação, pelo que não é correcto introduzir elementos coesivos em todo o seu comprimento nas camadas TL e RL da madeira. Relativamente aos elementos centrais dessas camadas (distantes até 27.5mm do plano de solicitação), efectuaram-se variações ligeiras nos valores das suas propriedades coesivas: elevaram-se os valores de G_{IIc} e G_{IIIc} , e reduziram-se os de $\sigma_{u,i}$ ($i=I, II, III$), como mostra a tabela 3.21, de forma a possibilitar uma abertura mais gradual. Dada a elevada rigidez verificada no modelo anterior, reduziram-se em 10% os valores do módulo de elasticidade E da madeira nas três direcções de ortotropia, e do CFRP na direcção $\langle 1 \rangle$ apenas. O gráfico 3.22 apresenta a curva de força/deslocamento resultante deste modelo (curva “LC200H7 optm3”) juntamente com a curva experimental LC200H7#1 e as curvas obtidas nos modelos anteriores. A não linearidade simulada na curva “LC200H7 optm3” inicia-se no ponto “NL”, assinalado no gráfico 3.22, correspondente à abertura dos elementos coesivos centrais da camada TL. A curva evolui nestas condições até à ocorrência de um pequeno salto (ocorrência “S1” assinalada no gráfico 3.22) associado à rotura dos elementos do CFRP e da madeira mais afastados do eixo neutro, introduzidos na primeira optimização (figura 3.36). A simulação prossegue mais 4mm, aproximadamente, até à rotura dos elementos coesivos do CFRP e da madeira no plano RT mais próximos do eixo neutro (ocorrência “S2” assinalada no gráfico 3.22) (figura 3.37). O valor de P_{max} ocorre após um deslocamento δ de 17.6mm, com um valor de 1930N; muito próximo do verificado experimentalmente – 1955N, para um deslocamento δ de 18.0mm.

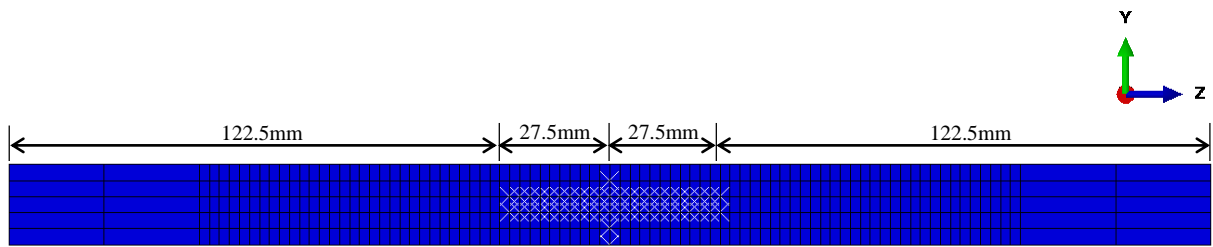
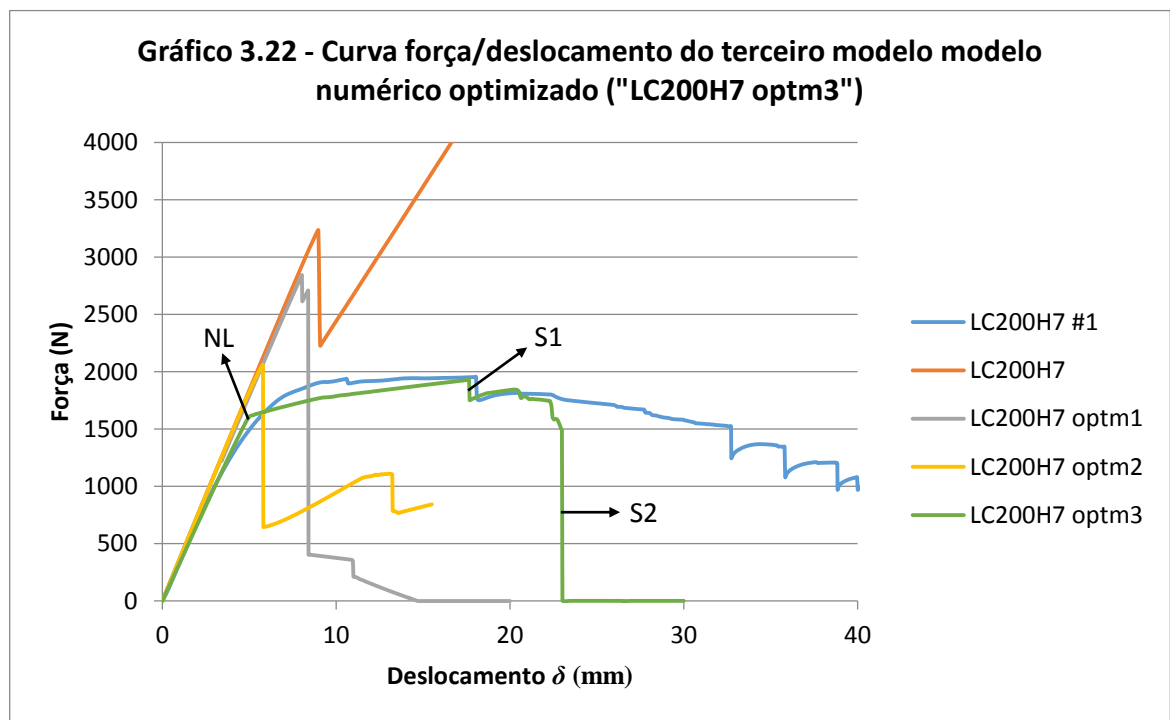


Figura 3.35 - Aspecto do modelo sem os elementos coesivos eliminados.

Tabela 3.21 - Propriedades dos elementos coesivos das camadas TL e RL adoptadas na terceira optimização ao modelo.

G_{Ic} (N/mm)	G_{IIc} (N/mm)	G_{IIIc} (N/mm)	$\sigma_{u,I}$ (MPa)	$\sigma_{u,II}$ (MPa)	$\sigma_{u,III}$ (MPa)
0.2 (-23%)	0.7 (+16.7%)	0.7 (+16.7%)	3 (-25%)	3 (-25%)	3 (-25%)



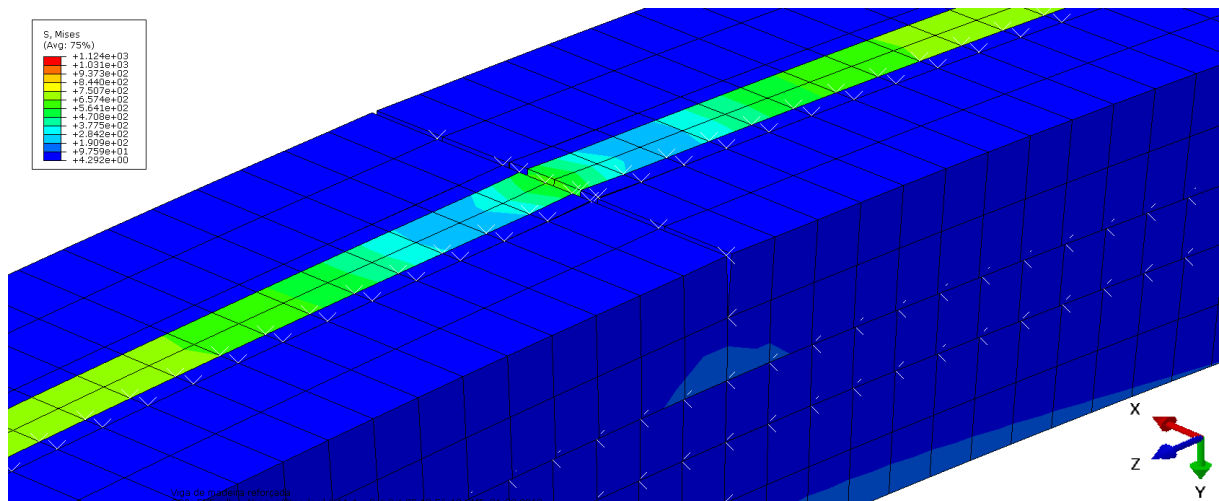


Figura 3.36 - Aspecto do modelo após a ocorrência "S1".

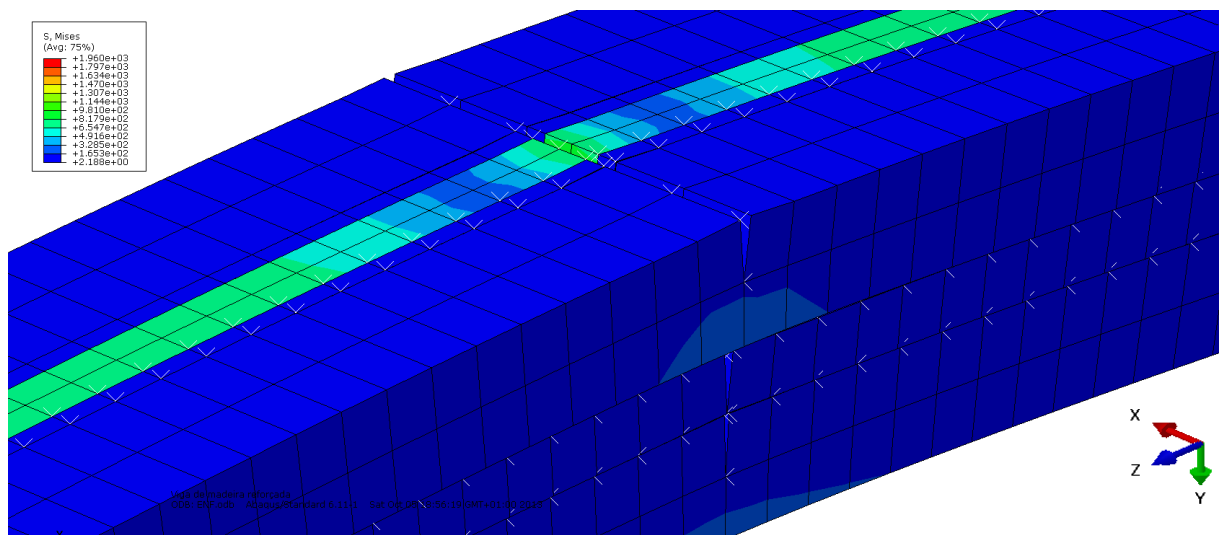


Figura 3.37 - Aspecto do modelo após a ocorrência "S2".

Este conjunto de otimizações foi aplicado aos modelos apresentados anteriormente. Representam-se nos gráficos 3.23 a 3.29 as curvas força/deslocamento dos novos modelos otimizados (identificadas na forma “LCxHy optm3”), juntamente com as curvas experimentais (identificadas na forma “LCxHy #z”). Para facilitar a análise dos resultados apresentam-se na tabela 3.22 os valores de P_{\max} dos modelos experimentais e numéricos. Na tabela 3.23, mostra-se a variação de P_{\max} , rigidez e ductilidade em função das dimensões do reforço, para os modelos experimentais e numéricos, estando assinalados a negrito os valores mais concordantes. No gráfico 3.30 expõem-se as curvas dos modelos numéricos otimizados. Com isto, verifica-se que a concordância entre as curvas7 força/deslocamento experimentais e numéricas foi significativamente melhorada em todos os modelos em termos de P_{\max} e rigidez. Relativamente à ductilidade, observa-se pela tabela 3.23 uma grande disparidade entre os resultados experimentais e numéricos, sugerindo uma incapacidade do modelo numérico na captação deste parâmetro. À exceção do modelo LC200H1, obteve-se concordância nos

modos de rotura: descolamento da barra de CFRP nos modelos com altura da barra de reforço H inferior a 5mm (figura 3.38), e rotura do CFRP nos restantes (figura 3.37). Observa-se também que a região das curvas experimentais que apresenta comportamento linear é bastante reduzida, especialmente nos provetes com maior altura H da barra de CFRP, traduzindo-se num afastamento precoce da curva experimental à curva numérica. Esta ocorrência deve-se a um fenómeno conhecido por indentação, que traduz a deformação plástica localizada provocada pelo contacto entre o actuador e o provete. Essa deformação é directamente proporcional à força aplicada no actuador, pelo que se torna mais evidente nos provetes reforçados com barras de maiores dimensões (figura 3.39). Note-se que o número de variáveis do modelo numérico aumentou significativamente (maior discretização), como mostra a tabela 3.24, levando cerca de 5 horas a completar um deslocamento δ de 25mm.

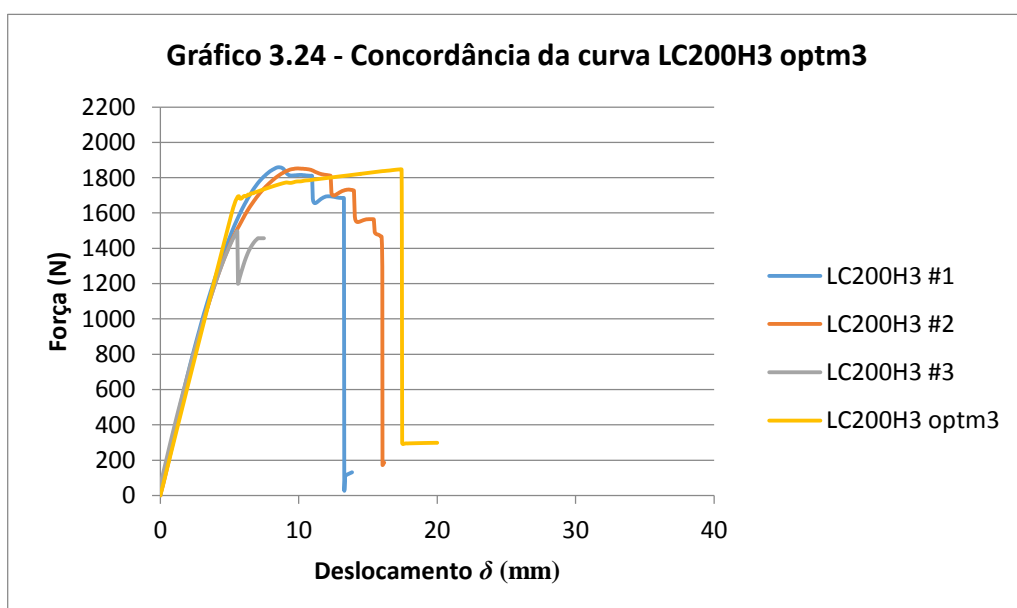
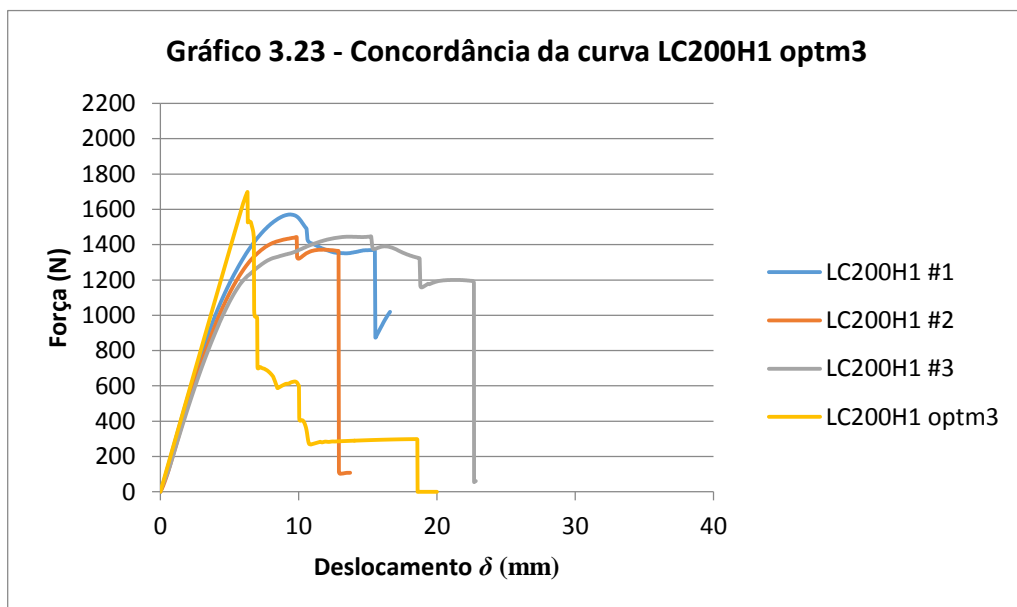


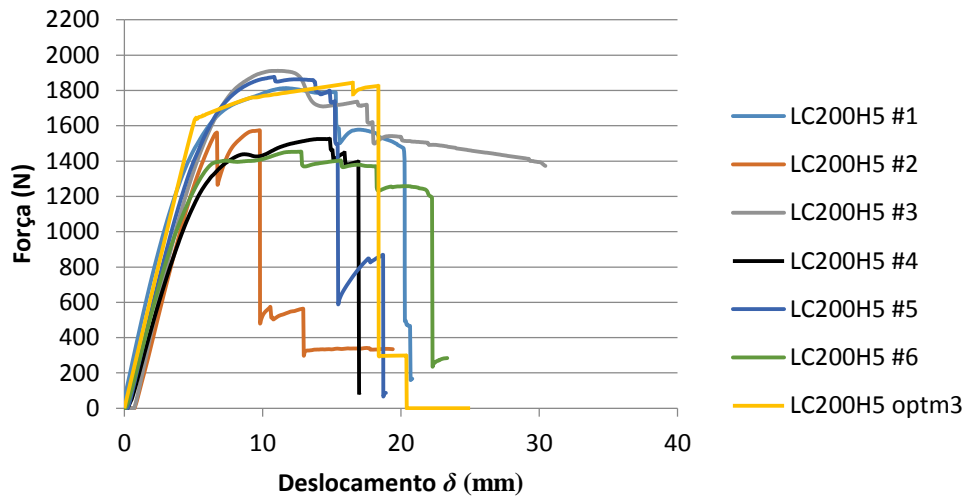
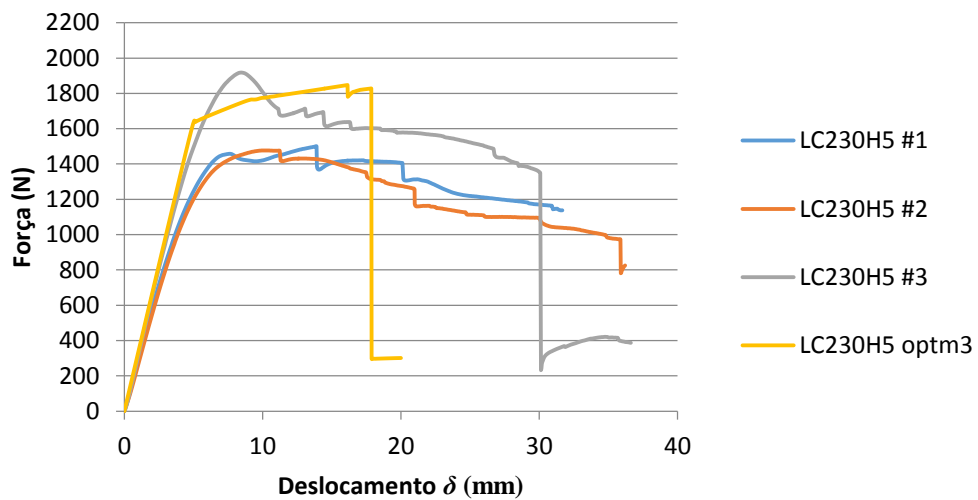
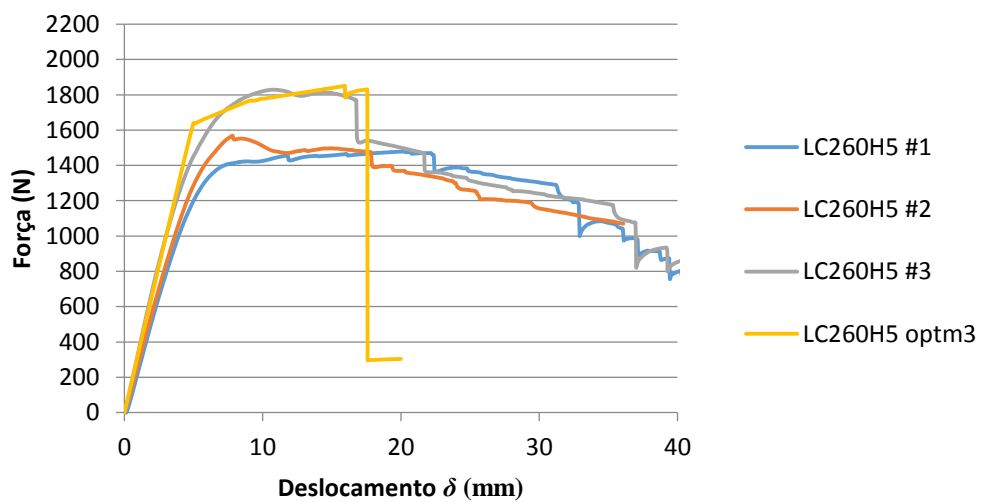
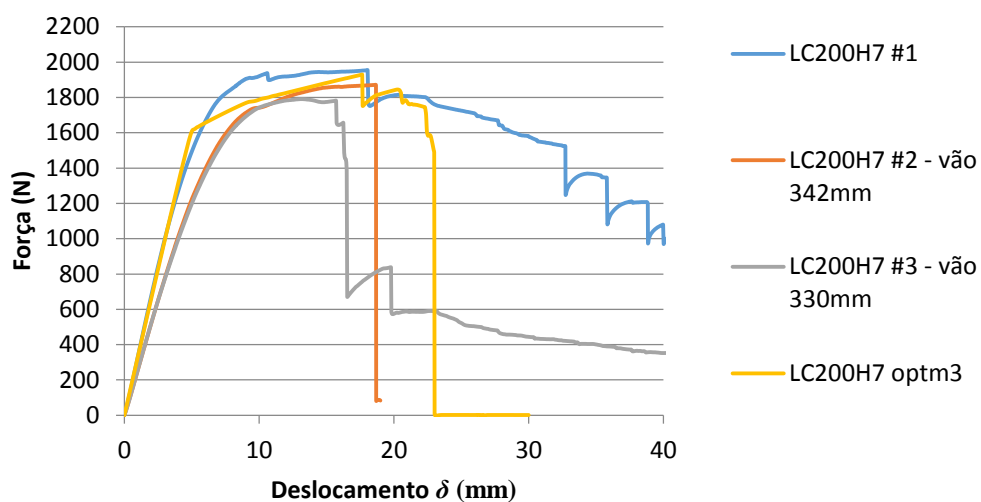
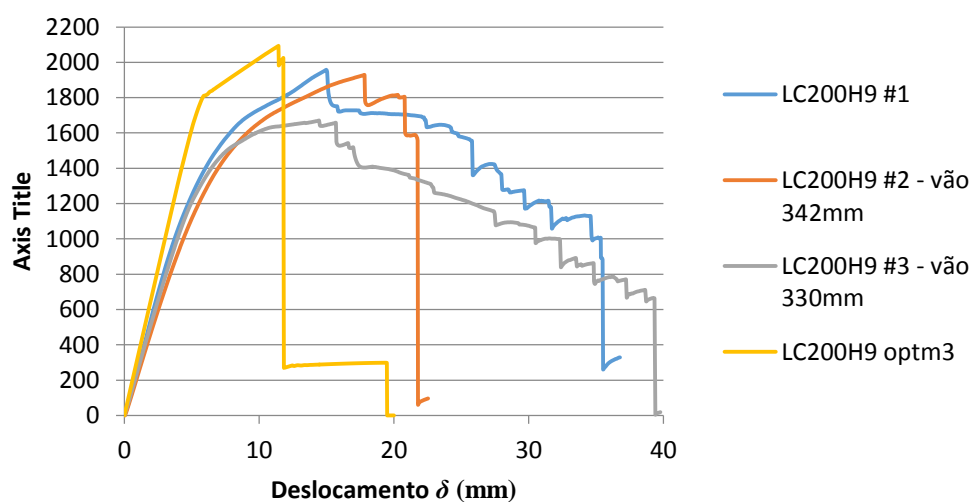
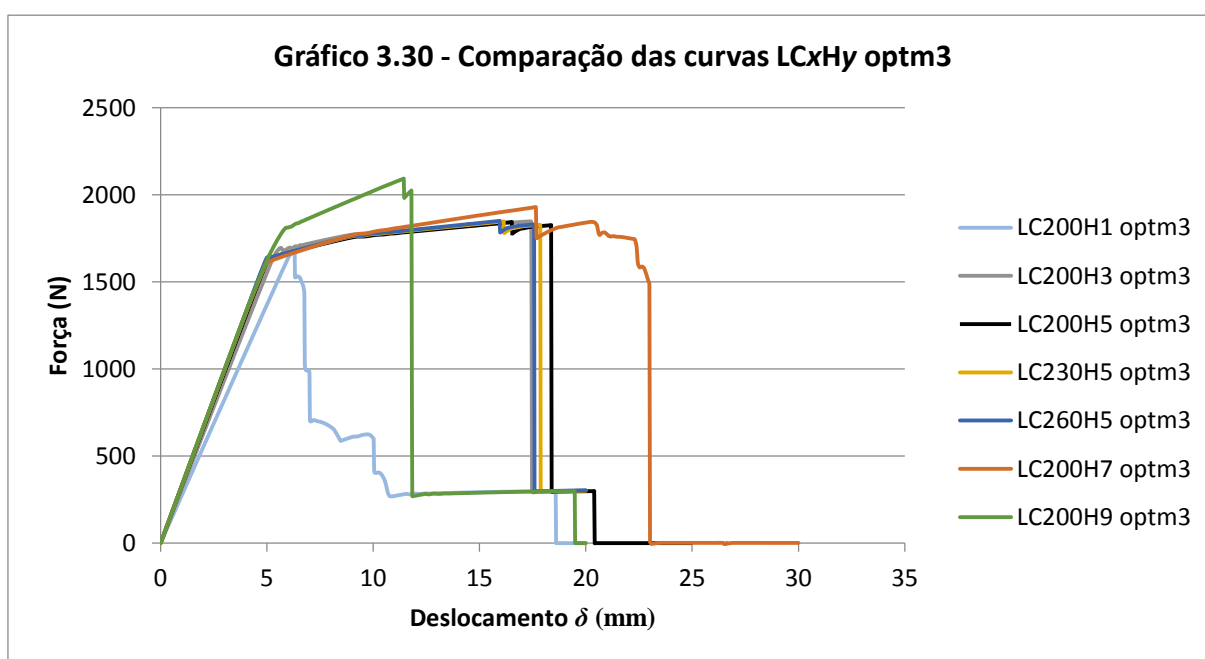
Gráfico 3.25 - Concordância da curva LC200H5 optm3**Gráfica 3.26 - Concordância da curva LC230H5 optm3****Gráfico 3.27 - Concordância da curva LC260H5 optm3**

Gráfico 3.28 - Concordância da curva LC200H7 optm3**Gráfico 3.29 - Concordância da curva LC200H9 optm3****Tabela 3.22 - Valores de P_{\max} experimentais e numéricos.**

Provete	P_{\max} numérico (N)	$P_{\max,med}$ experimental (N)	Erro (%)
LC200H1	1698.9	1486.8	14.3
LC200H3	1847.6	1855.7	0.4
LC200H5	1843.8	1692.2	9.0
LC230H5	1847.5	1631.8	13.2
LC260H5	1850.6	1625.5	13.8
LC200H7	1929.9	1955.0	1.3
LC200H9	2093.7	1957.7	6.9

Tabela 3.23 - Variação de P_{\max} , rigidez e ductilidade dos ensaios experimentais e das simulações numéricas.

Provetes em comparação	Variação de P_{\max} (%)		Variação de rigidez (%)		Variação de ductilidade (%)	
	<i>Exp</i>	<i>Num</i>	<i>Exp</i>	<i>Num</i>	<i>Exp</i>	<i>Num</i>
LC200H1-LC200H3	24.8	8.8	27.1	13.6	-13.9	149.0
LC200H3-LC200H5	-8.8	-0.2	-12.5	4.5	38.2	5.4
LC200H5-LC230H5	-3.6	0.2	5.6	1.5	inf	-2.8
LC230H5-LC260H5	-0.4	0.2	0.32	0.1	inf	-1.6
LC200H5-LC200H7	15.5	4.7	19.4	1.0	inf	25.2
LC200H7-LC200H9	0.1	8.5	-17.0	0.5	inf	-48.7



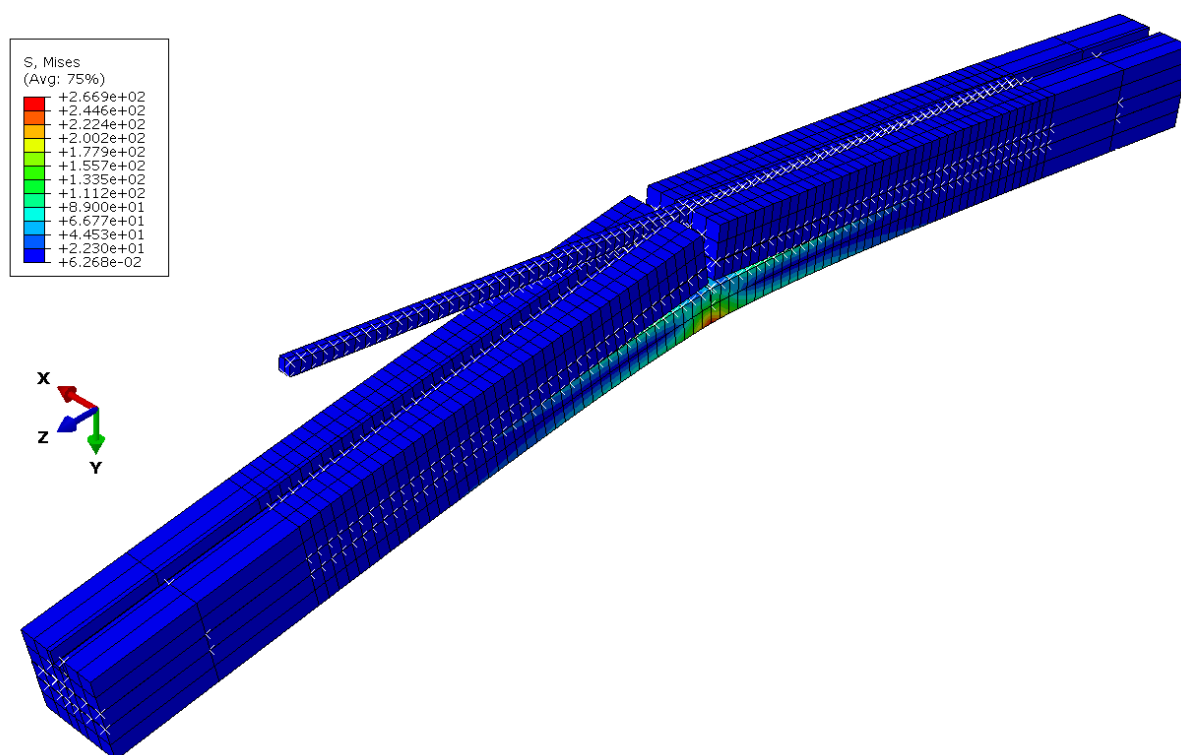


Figura 3.38 - Aspecto do modelo LC200H3 no fim da simulação.



Figura 3.39 – Fenômeno de indentação observado no provete LC200H9.

Tabela 3.24 – Dimensão dos modelos numéricos otimizados.

Modelos	Nº de nós	Nº de elementos sólidos	Nº de elementos coesivos
LCxH1 – LCxH3	20860	4642	1562
LCxH5 – LCxH7	21994	4964	1722
LCxH9	23040	5114	1882

Verifica-se deste modo que as principais discrepâncias entre os resultados numéricos e experimentais se devem à rotura precoce do CFRP nos modelos LC200H1 e LC200H9, originando uma quebra nas curvas força/deslocamento. Pesquisas feitas posteriormente sobre as propriedades coesivas deste material indicam que o valor de $\sigma_{u,I}$ usado nas simulações

numéricas – 750MPa, pode estar significativamente subvalorizado, sendo que o valor habitualmente mais utilizado se situa à volta dos 1000MPa. Este facto poderá estar na origem das discrepâncias observadas, impedindo que o CFRP aguento solicitações mais intensas em modo I.

Por outro lado, as tabelas 3.22 e 3.23 mostram uma grande fiabilidade do modelo numérico para o provete LC200H3, não só pelo reduzido erro percentual de P_{\max} associado, como também pela evolução coerente com os resultados experimentais de LC200H1 para LC200H3. Tendo em conta que o modelo LC200H3 é o que apresenta melhores resultados em termos de P_{\max} , rigidez e ductilidade, para o volume de CFRP consumido ($\rho=1.53\%$), optou-se por estudar o efeito da variação da largura do reforço neste modelo e nos modelos LC200H1 e LC200H5.

3.5 Estudo do efeito da variação da largura da barra de reforço

Os estudos sobre reforço de estruturas de madeira apresentados na revisão bibliográfica (capítulo 2.6) mostram que a aplicação de CFRP é mais eficiente quando aplicada na face inferior da viga, solicitada à tracção. As simulações numéricas efectuadas na secção anterior reforçam este aspecto mostrando a existência de um gradiente de tensões ao longo da altura H da barra de CFRP. Este facto pode ser evidenciado por uma vista em corte do modelo LC200H3 (figura 3.40), sugerindo que as tensões normais de tracção devidas ao momento flector se concentram junto à face inferior da barra de reforço. Assim, é espectável que o aumento da largura da barra (parâmetro L) se traduza em melhorias significativas na resistência à flexão da viga. Nesta secção, os modelos serão identificados de acordo com a nomenclatura $LCxHy-Lw$, onde w representa a largura da barra de reforço, em milímetros.

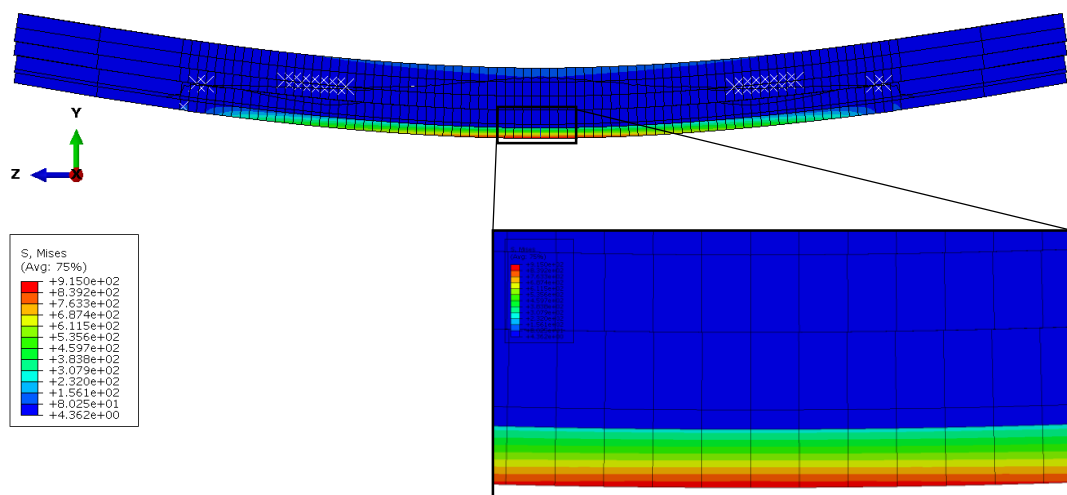


Figura 3.40 - Vista em corte do modelo LC200H3.

Estudou-se o aumento da largura da barra de reforço L de 3mm para 5mm nos modelos LC200H1, LC200H3 e LC200H5, passando a designar-se por LC200H1-L5, LC200H3-L5 e LC200H5-L5, respectivamente. Apresenta-se na figura 3.41 a vista de secção de cada modelo, e expõe-se nos gráficos 3.31 a 3.33 as curvas força/deslocamento obtidas após a simulação, juntamente com as curvas referentes aos modelos originais (curvas “LCxHy optm3”). Na tabela 3.25 apresenta-se a variação de P_{\max} , rigidez e ductilidade para cada modelo com o aumento da largura L . Os modos de rotura estão assinalados nos gráficos 3.31 a 3.33 pelas siglas DC e RC, correspondendo ao descolamento e à rotura da barra de reforço, respectivamente. Observa-se no entanto, um novo modo de rotura nos modelos LC200H3-L5 e LC200H5-L5, caracterizado por um descolamento progressivo da barra de reforço em simultâneo com a fractura da madeira (ocorrência FM). A separação da barra inicia-se pelos extremos, como descrito anteriormente, e desenvolve-se até ao centro da viga, ao mesmo tempo que a fractura na madeira evolui no plano TR (ocorrência DC_FM1, representada na figura 3.42). A simulação prossegue mais 2mm, aproximadamente, até ocorrer a fractura completa da madeira, com o consequente descolamento da barra de reforço (ocorrência DC_FM2, representada na figura 3.43). Constatase assim que o patamar das curvas LC200H3-L5 e LC200H5-L5, observado após a ocorrência DC_FM1, se deve à acção da barra de reforço que atrasa a fractura completa da madeira. Os patamares da curva LC200H1-L5 devem-se à rotura da barra de reforço (ocorrência RC) e à posterior fractura progressiva da madeira no plano de solicitação (ocorrência FM).

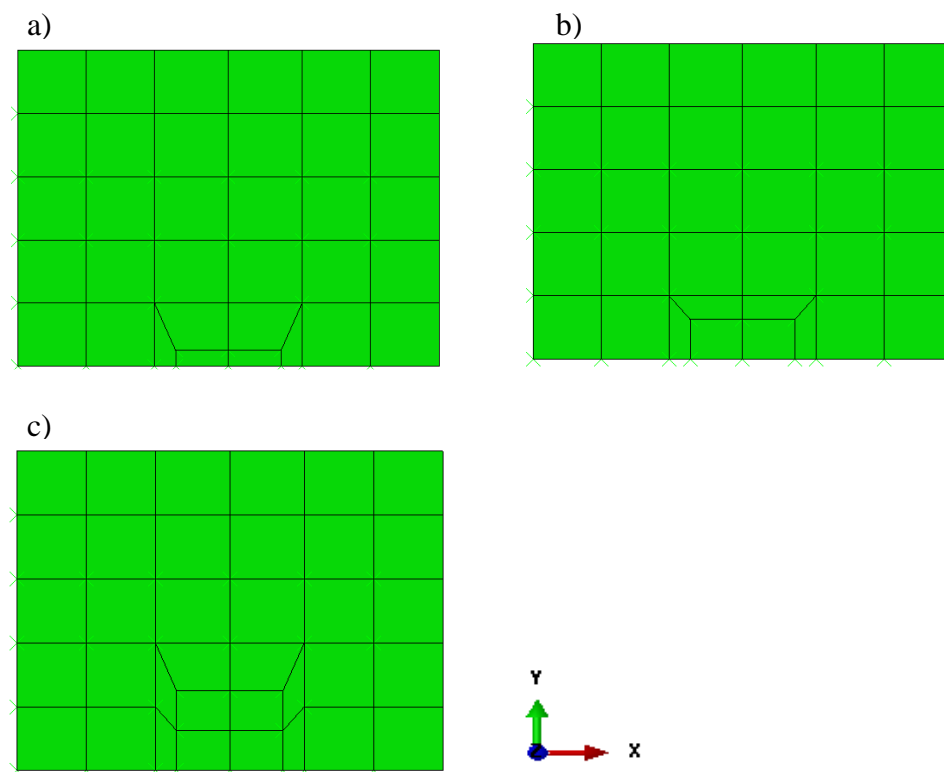
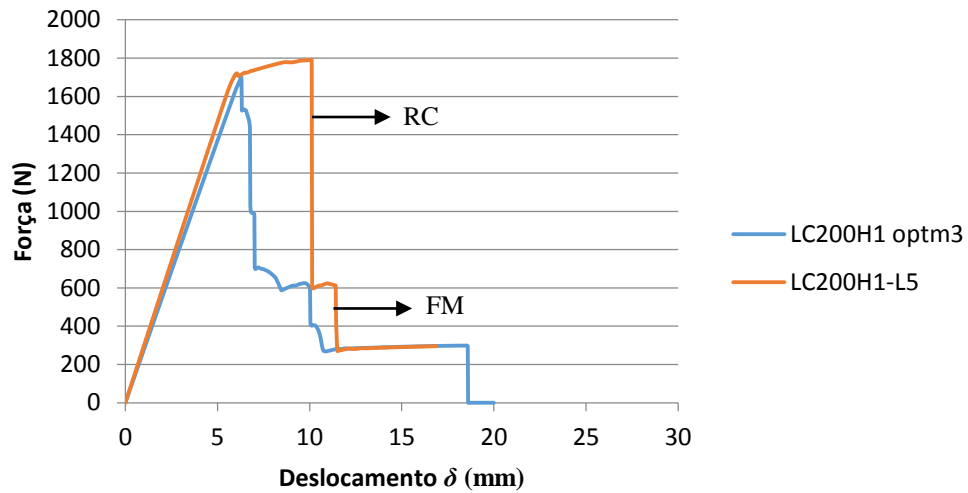
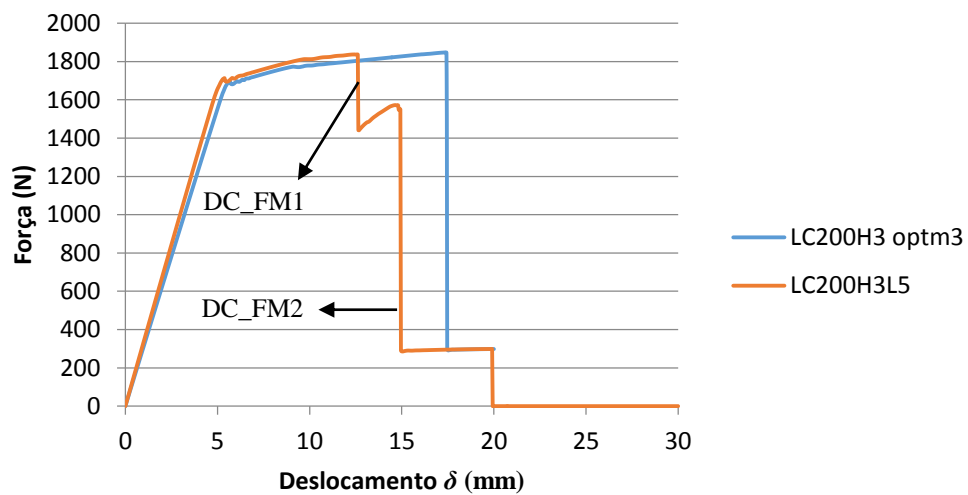
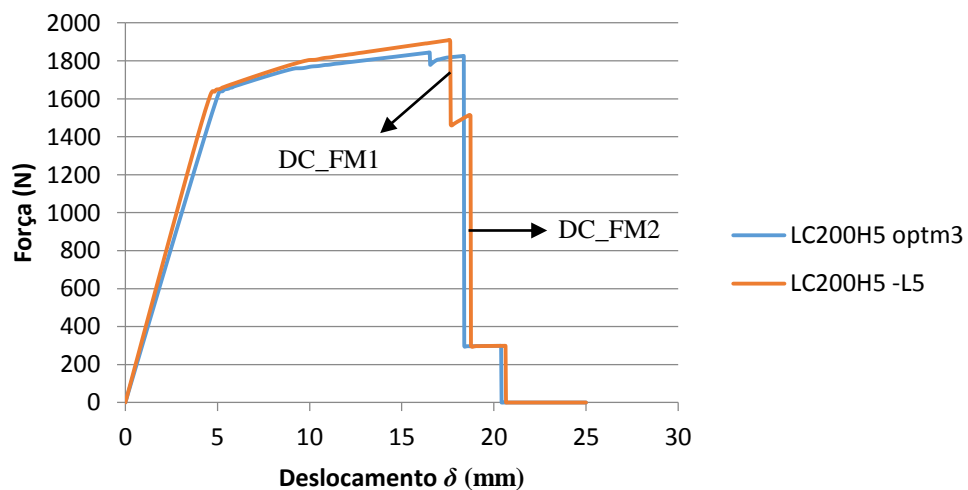


Figura 3.41 - Vista de secção dos modelos LC200H1-L5 (a), LC200H3-L5 (b), e LC200H5-L5 (c).

Gráfico 3.31 - Efeito do aumento de L no modelo LC200H1**Gráfico 3.32 - Efeito do aumento de L no modelo LC200H3****Gráfico 3.33 - Efeito do aumento de L no modelo LC200H5**

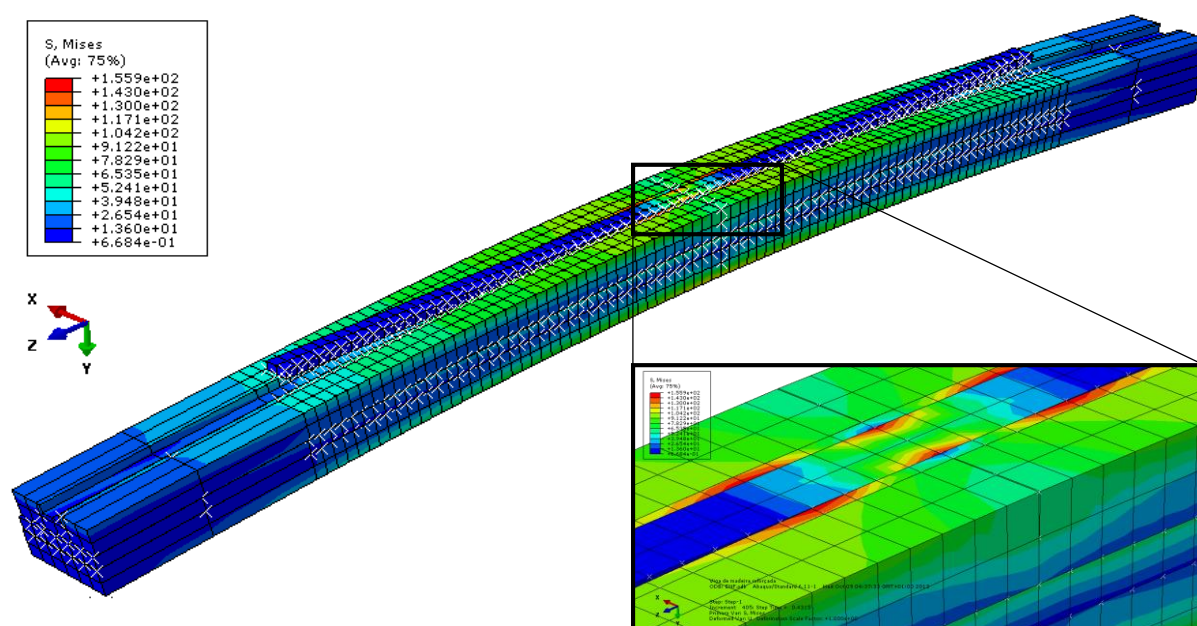


Figura 3.42 – Aspecto do modelo LC200H3-L5 após a ocorrência DC_FM1.

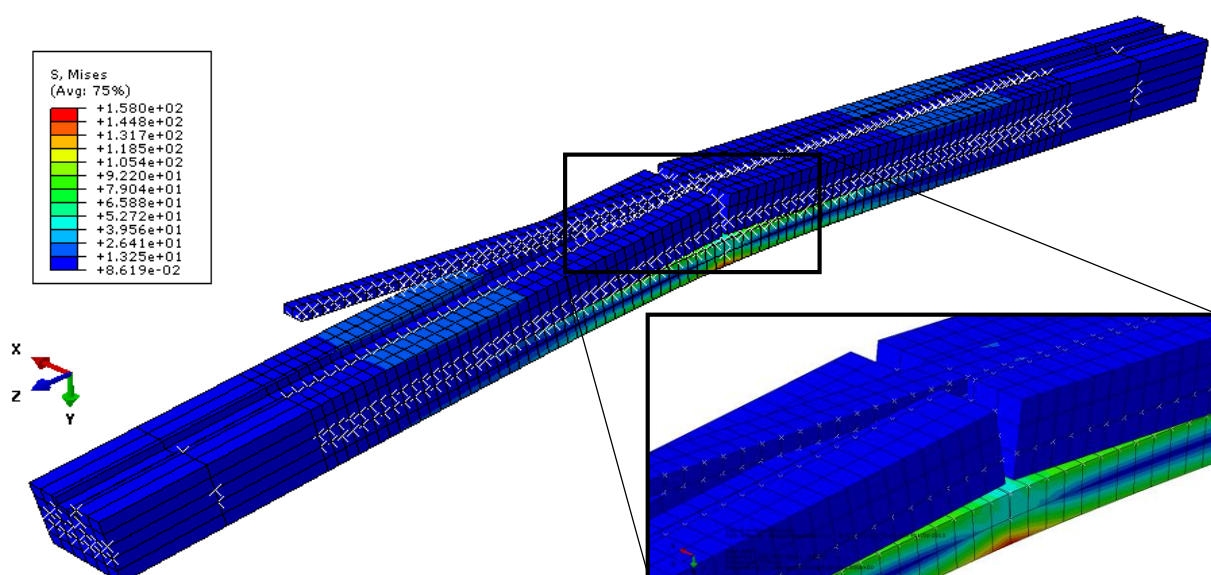


Figura 3.43 – Aspecto do modelo LC200H3-L5 após a ocorrência DC_FM2.

Tabela 3.25 - Variação de P_{max} , rigidez e ductilidade com o aumento da largura L .

Modelos a comparar	Variação de P_{max} (%)	Variação de rigidez (%)	Variação de ductilidade (%)
LC200H1 – LC200H1-L5	5.5	7.2	60.3
LC200H3 – LC200H3-L5	-0.6	7.6	-27.6
LC200H5 – LC200H5-L5	3.5	8.2	6.7

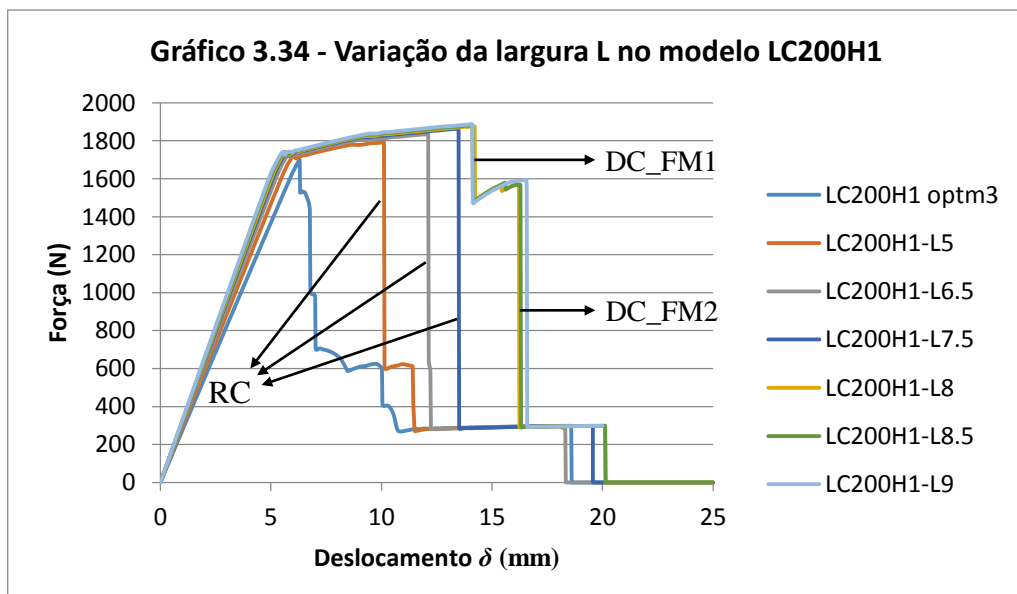
A avaliação destes resultados implica uma análise prévia da variação da área de contacto entre o CFRP e a madeira – A_{c-m} , e do módulo de resistência à flexão W da barra de reforço, já que o balanço destes dois parâmetros determina o modo de rotura em cada modelo. Apresenta-se na tabela 3.26 a variação desses parâmetros e a evolução do modo de rotura com o aumento da largura da barra L . Dado que o aumento do módulo de resistência à flexão é constante em todos os casos, é natural que o modo de rotura se altere no modelo LC200H5-L5 de RC para DC, visto que a barra de reforço apresenta um acréscimo significativo de W (maior tendência em manter-se na horizontal durante o ensaio de flexão) que não é acompanhado na mesma proporção pelo aumento da área de contacto A_{c-m} (15.4%). Além disso, o aumento de A_{c-m} deve-se ao aumento de área na face superior da barra de reforço, mais próxima do eixo-neutro e sujeita a maiores tensões de corte devidas ao esforço rasante. Esta observação aplica-se também ao modelo LC200H3-L5, visto que neste caso o aumento da superfície de contacto A_{c-m} (22.2%) ainda não é suficiente para contrabalançar o aumento do módulo de resistência à flexão. Assim, nos modelos LC200H5-L5 e LC200H3-L5 a resistência à flexão é dominada pela resistência do adesivo. Quanto ao modelo LC200H1-L5, verifica-se que o modo de rotura se mantém – RC. Neste caso, apesar da face superior da barra de reforço já se encontrar muito afastada do eixo neutro, onde as tensões de corte devidas à diferença dos módulos de elasticidade E_1 e E_L são máximas, o elevado aumento de A_{c-m} – 40% permite ao adesivo manter a união dos dois materiais até ao fim da simulação. Deste modo, a resistência do adesivo permite obter um ganho de ductilidade de 60.3% e, consequentemente, um aumento de 5.5% no valor de P_{max} (tabela 3.25). Com estes resultados, constata-se que as tensões de corte provocadas pelo esforço rasante, máximas junto ao eixo-neutro, são preponderantes na sollicitação do adesivo face às tensões provocadas pela diferença dos módulos de elasticidade E dos dois materiais na direcção do eixo da viga (E_1 e E_L), máximas nos pontos da secção mais afastados do eixo-neutro. Verifica-se, portanto, que o aumento da largura da barra de reforço é mais eficiente no modelo LC200H1, tal como sugere a figura 3.40 anterior, revelando que os esforços normais devido à flexão se concentram sobretudo na face inferior da barra de reforço. Com isto, optou-se por explorar o aumento da largura L no modelo LC200H1.

Tabela 3.26 - Variação de A_{c-m} e W com o aumento da largura da barra L .

Provetes a comparar	Evolução do modo de rotura	Variação de A_{c-m} (%)	Variação de W (%)
LC200H1 – LC200H1-L5	RC → RC	40	66.7
LC200H3 – LC200H3-L5	DC → DC	22.2	
LC200H5 – LC200H5-L5	RC → DC	15.4	

3.5.1 Ajuste da largura L no modelo LC200H1

A variação da largura da barra de reforço L nos modelos LC200H1 foi testada para os seguintes valores: 6.5mm; 7.5mm; 8mm; 8.5mm e 9mm. Apresentam-se no gráfico 3.34 as curvas de força/deslocamento resultantes destas simulações, juntamente com as curvas já obtidas dos modelos “LC200H1-L5” e “LC200H1 optm3”. O modo de rotura alterou-se de RC para DC (equivalente ao apresentado nos modelos LC200H3-L5 e LC200H5-L5 – DC_FM1 e DC_FM2) na transição da largura L de 7.5mm para 8mm. Não se notam quaisquer melhorias para larguras L superiores a 8mm, uma vez que a resistência à flexão do modelo passa a ser dominada pela rotura do adesivo. De facto, a evolução de P_{\max} com o aumento de L parece estagnar a partir dos 8mm de largura da barra para um valor de 1887N, como mostra o gráfico 3.35. Interessa assim determinar a largura óptima do reforço, L_{optm} , para a qual a rotura do modelo ocorre simultaneamente pela rotura e pelo descolamento da barra de reforço (RC e DC, respectivamente). Para isso, analisa-se a evolução da tensão equivalente segundo o critério de *Von Mises* no ponto mais solicitado da face inferior da barra de reforço no instante precedente à rotura de cada modelo – $\sigma_{\text{VM,CFRP}}$. Apresentam-se na tabela 3.27 os valores desta tensão, facultados pelo Abaqus®, para cada um dos modelos. Analisando a tabela 3.27, verifica-se uma tendência crescente dos valores desta tensão com o aumento da largura L até 7.5mm, que é invertida a partir desse valor. Assim, expõe-se no gráfico 3.36 a evolução destes valores com as respectivas curvas de tendência, baseadas numa regressão polinomial de segunda ordem, concluindo-se que o valor de L_{optm} é 7.91mm. Tal como indicado no gráfico 3.36, a escolha de valores de L inferiores a L_{optm} levam a um modo de rotura caracterizado pelo rompimento das fibras do CFRP na direcção <1> (direcção paralela ao eixo da viga), sem ganhos significativos de resistência, enquanto que para valores superiores a L_{optm} a rotura traduz-se pelo descolamento da barra devido à rotura do adesivo.



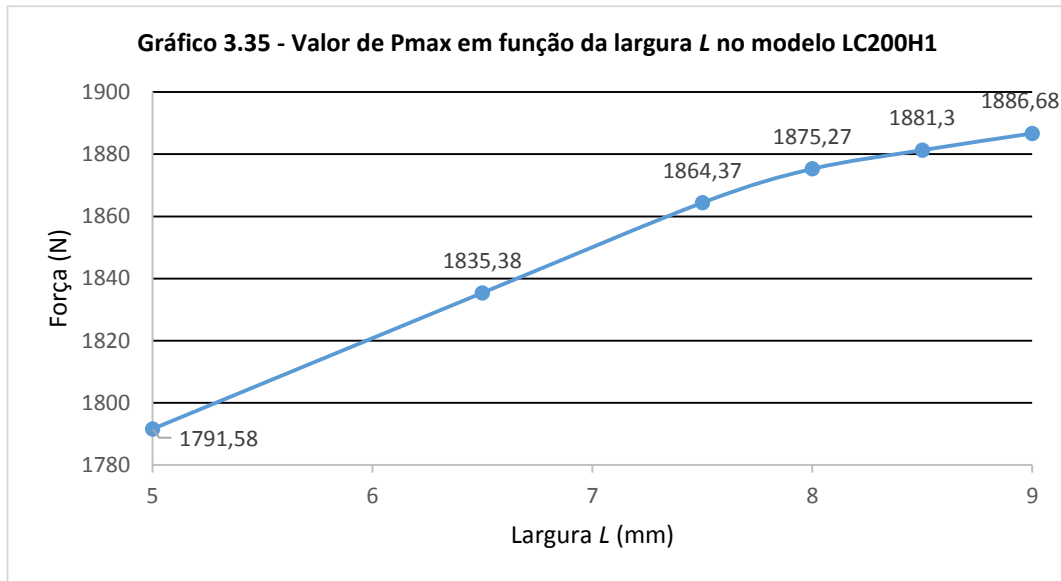
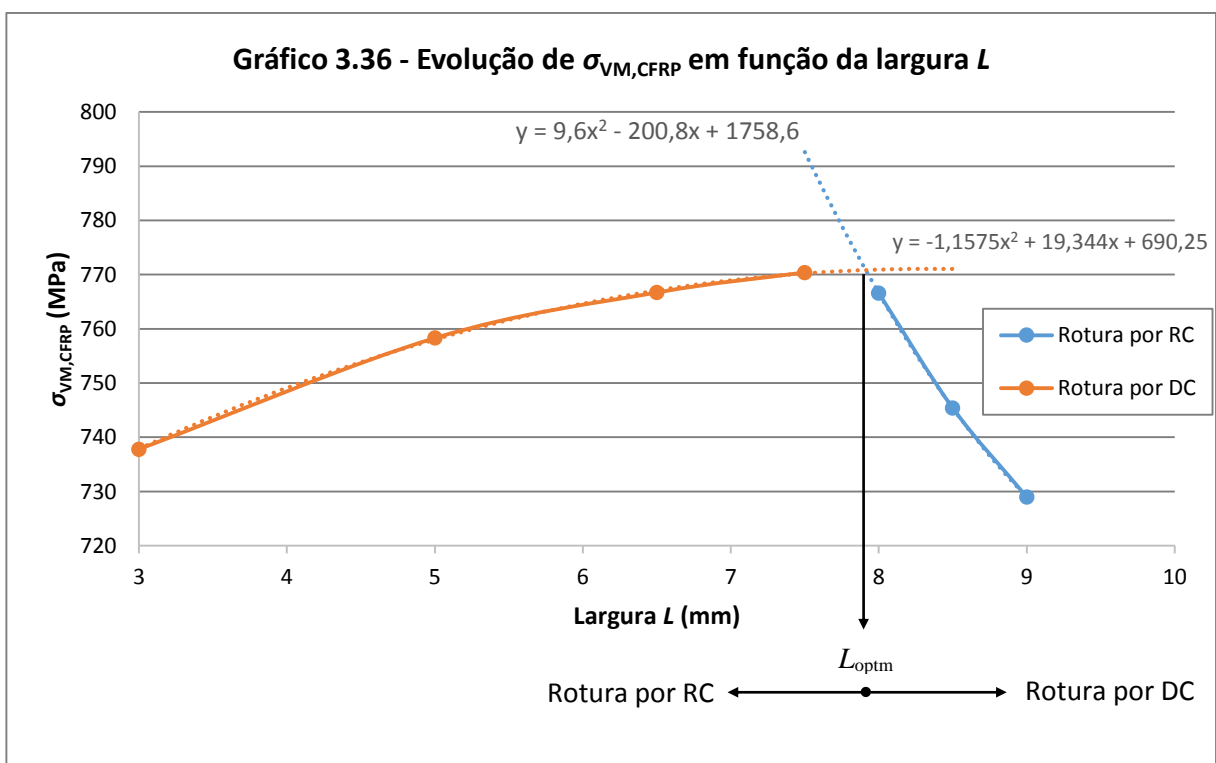


Tabela 3.27 - Valores de $\sigma_{VM,CFRP}$ em função da largura da barra L .

Modelo	Tensão equivalente $\sigma_{VM,CFRP}$ (MPa)
LC200H1-L5	758.3
LC200H1-L6.5	766.7
LC200H1-L7.5	770.4
LC200H1-L8	766.6
LC200H1-L8.5	745.4
LC200H1-L9	729.0



3.6 Estudo da variação conjunta de L e LC

Observando a figura 3.40, verifica-se que as tensões internas na barra de reforço diminuem gradualmente com a distância ao plano de solicitação. Assim, e na perspectiva de reduzir o consumo de CFRP (material caro), foi decidido otimizar o comprimento da barra LC em função da sua largura L .

De acordo com a formulação analítica apresentada na secção 3.2.2, o comprimento mínimo da barra LC_{min} , que impede a rotura da madeira em modo I no comprimento de viga não reforçado, pode ser determinado pela equação (3.8), formulada para o primeiro modelo numérico. No entanto, o conjunto de alterações posteriormente introduzidas ao modelo leva à definição de um factor de correcção c que mantenha a validade dos resultados dessa equação no modelo optimizado, mais concretamente, no modelo LC200H1-L7.91. Este factor de correcção c , aplicado ao valor da tensão limite da madeira em modo I – $\sigma_{u,I}$, é baseado na diferença de valores da componente de tensão σ_{zz} da madeira obtidos pela formulação analítica e pelo modelo numérico para um dado deslocamento δ antes da ocorrência de qualquer mecanismo de rotura. Verifica-se que os valores de σ_{zz} da madeira registados no modelo numérico são 13.3% inferiores aos calculados analiticamente, pelo que o factor de correcção c toma o valor de 0.867. Assim, o valor de LC_{min} será dado por

$$LC_{min} = L - c \frac{4\sigma_{u,I}I_{x,eq}}{P(20 - y)} \quad (3.9)$$

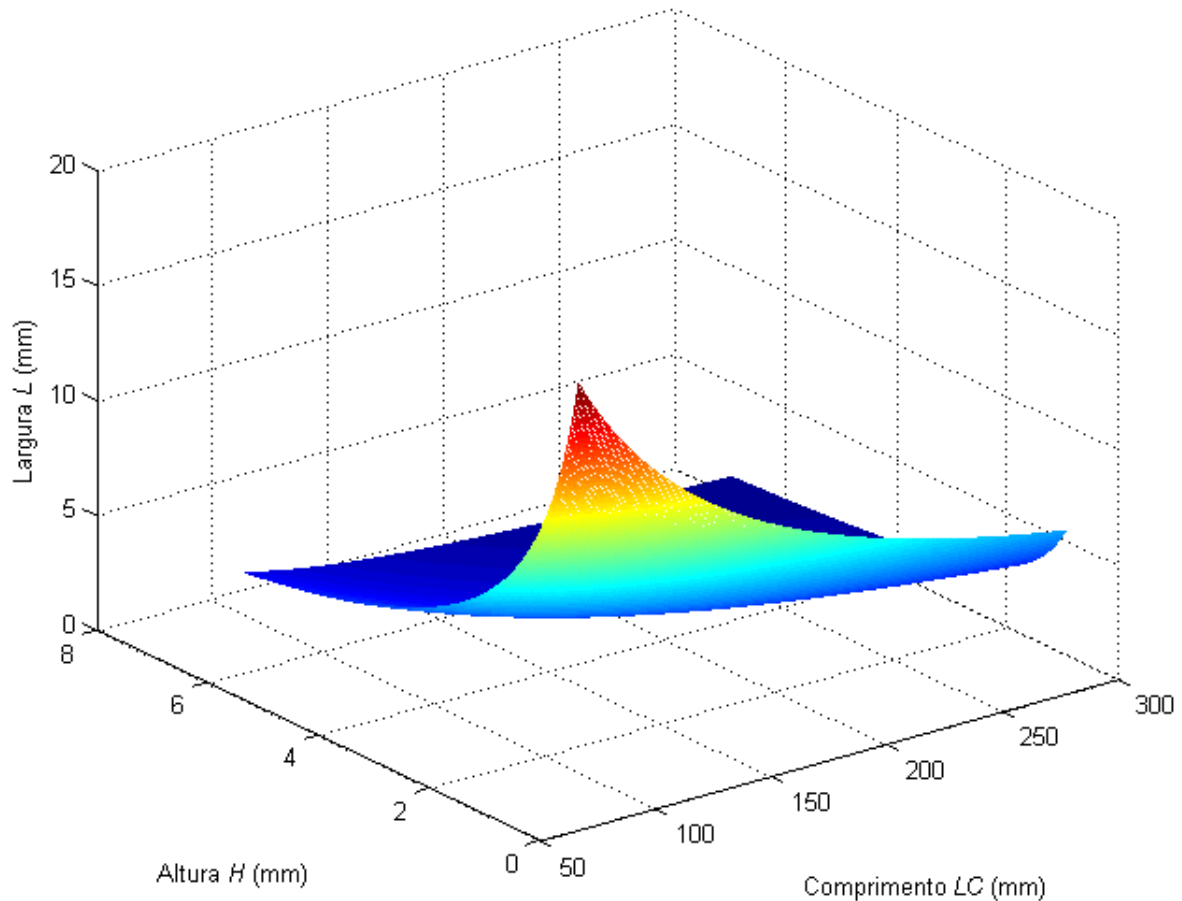
de onde resulta um comprimento mínimo para a barra de reforço de 98.2mm.

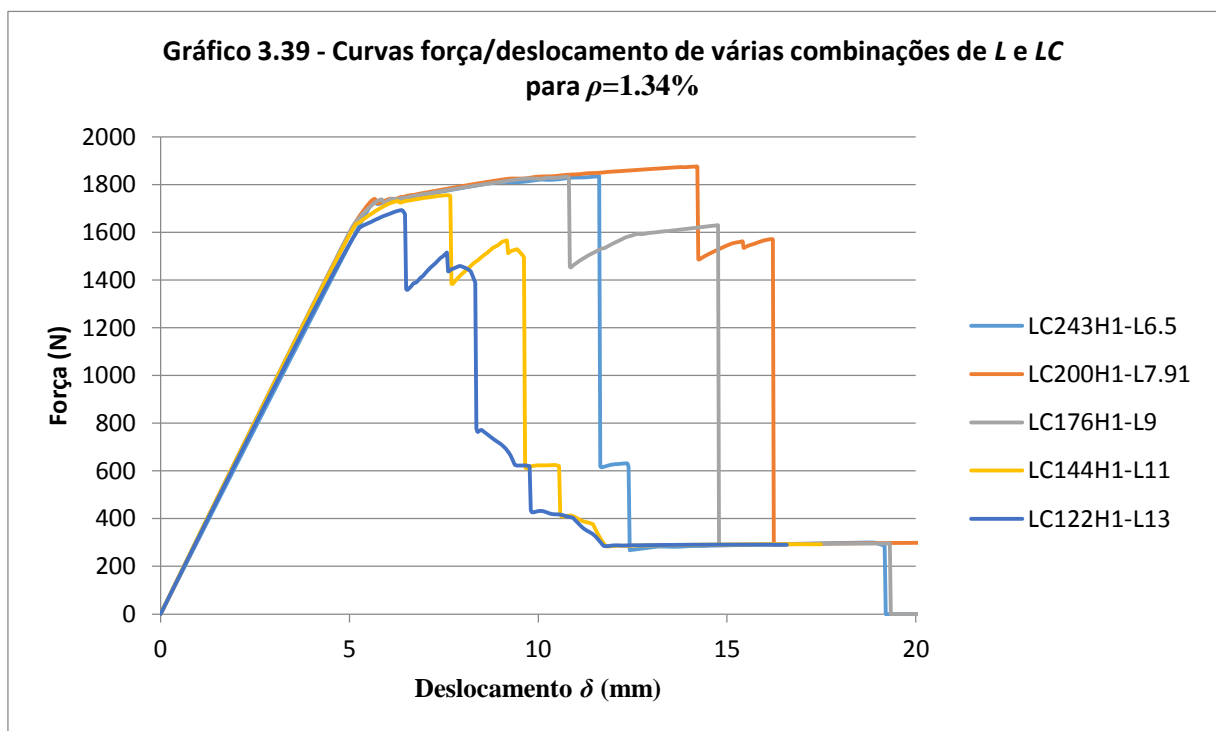
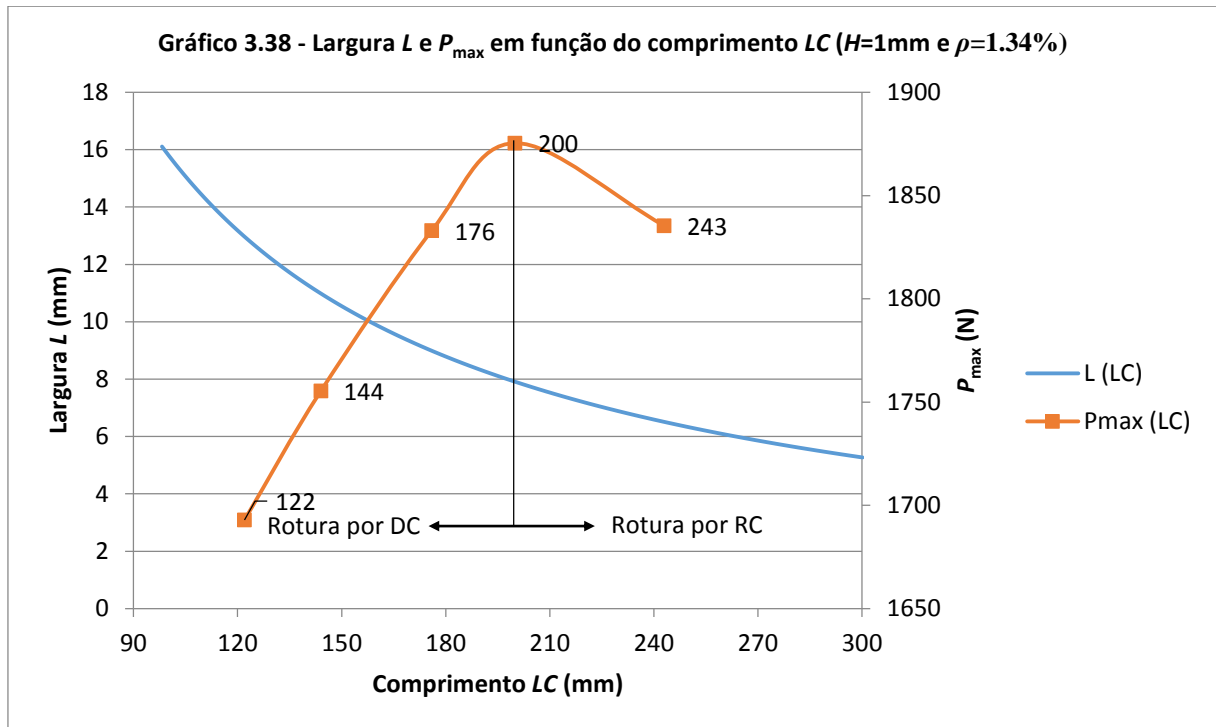
No entanto, os gráficos 3.14, 3.15, 3.16 e 3.34 sugerem que uma redução tão drástica do comprimento LC sem um aumento da largura L levará ao descolamento prematuro da barra, impedindo o aproveitamento da sua capacidade resistente. A determinação da largura L necessária para manter a união entre os dois materiais pode ser efectuada por um procedimento iterativo semelhante ao usado na secção anterior. No entanto, o objectivo desta secção prende-se com o estudo da combinação dos valores de L , LC e H que traduzem melhores resultados em termos de resistência, para um determinado volume de CFRP. Assim, considerando o volume de CFRP do modelo LC200H1-L7.91 – 1582mm³ ($\rho=1.34\%$), apresenta-se no gráfico 3.37 o espectro de combinações possíveis dos parâmetros L , LC e H para uma determinada fracção volúmica ρ , que pode ser traduzido pela função $f(L, LC, H)$ definida da seguinte forma:

$$f(L, LC, H): L = \frac{1582}{LC \times H}, \quad \begin{cases} 98.2 < LC < 300 \\ 1 < H < 7 \end{cases} [mm] \quad (3.10)$$

Fixando o valor de H em 1mm (dimensão que propicia a economia de CFRP), representa-se no gráfico 3.38 a curva “ $L(LC)$ ” que traduz a variação de L em função de LC , bem como os valores de P_{\max} associados – curva “ $P_{\max}(LC)$ ”. Depreende-se que a melhor combinação possível é a apresentada na secção anterior: LC200H1-L7.91, à qual corresponde o maior valor de P_{\max} . Tal como indicado no gráfico 3.38, aumentando LC e diminuindo L a rotura ocorre por fractura da barra de CFRP (rotura por RC), e diminuindo LC e aumentando L a rotura ocorre por descolamento da barra de CFRP (rotura por DC). Observando o gráfico 3.39, verifica-se ainda que o modelo LC200H1-L7.91 é o que suporta maior alongamento, evidenciando um comportamento mais dúctil.

Gráfico 3.37 – Gama de valores de LC , L e H para $\rho=1.34$





3.7 Estudo dos efeitos de plasticidade localizada

3.7.1 Indentação

Sendo a madeira um material de baixa rigidez, nomeadamente nas direções radial e tangencial, é natural que se observe deformação plástica localizada na zona de contacto com os apoios e com o actuador, tal como se observou nos ensaios experimentais (figura 3.44). As curvas força/deslocamento resultantes dos ensaios experimentais sugerem que este fenómeno de plasticidade, também conhecido como indentação, seja, em parte, responsável pelo seu comportamento não linear observado nas secções anteriores. Na perspectiva de estudar os efeitos de indentação nas curvas força/deslocamento, procedeu-se à simulação numérica do modelo LC200H7optm3 possibilitando a deformação plástica nos elementos de madeira em redor dos pontos de aplicação da carga (figuras 3.45 e 3.46). A selecção de um número limitado de elementos com possibilidade de deformação plástica possibilita uma simplificação considerável ao modelo, reduzindo o tempo de simulação associado a cada análise.



Figura 3.44 - Deformação plástica na zona de contacto com o actuador no provete LC200H7#1.

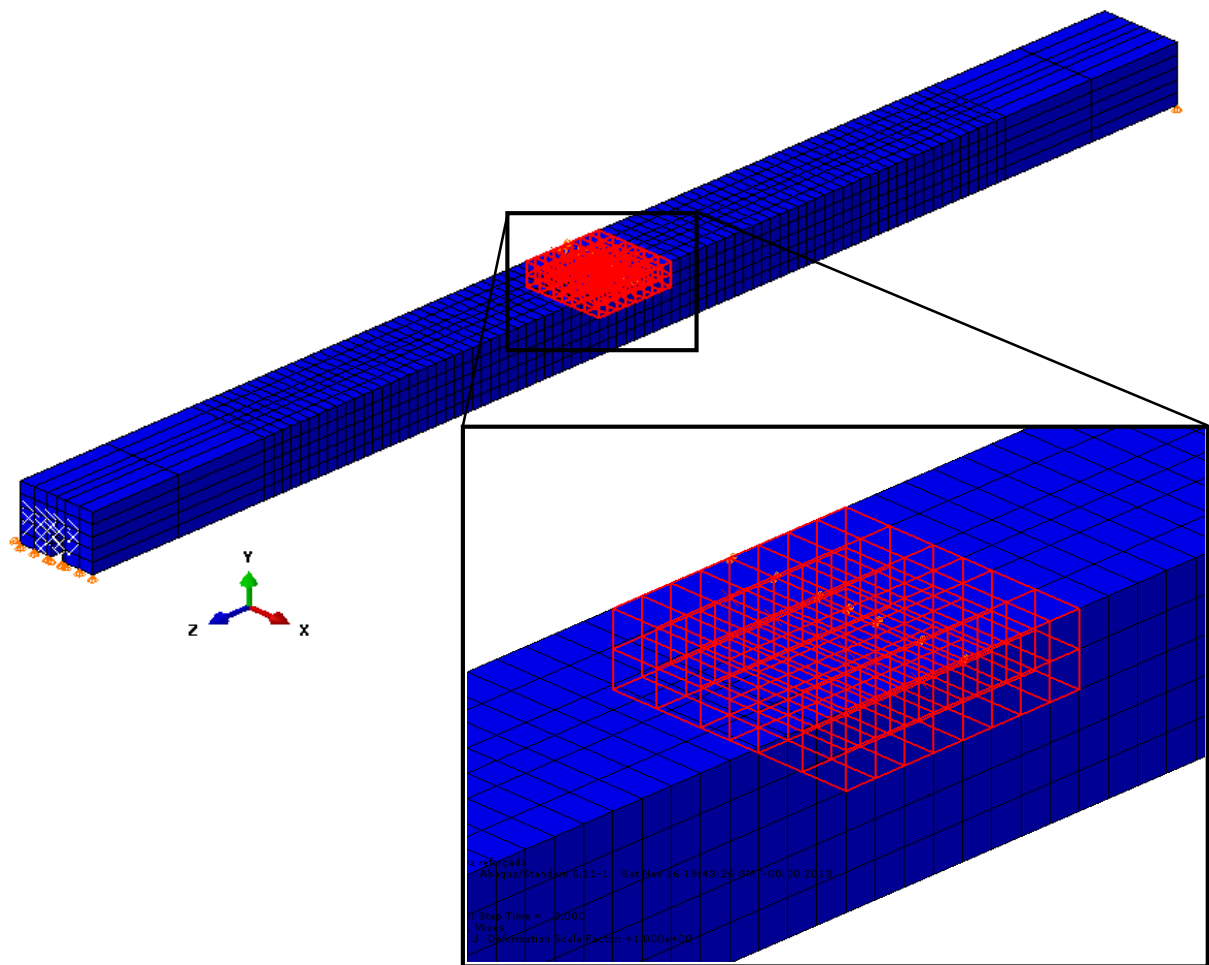


Figura 3.45 - Seleção dos elementos com possibilidade de deformação plástica.

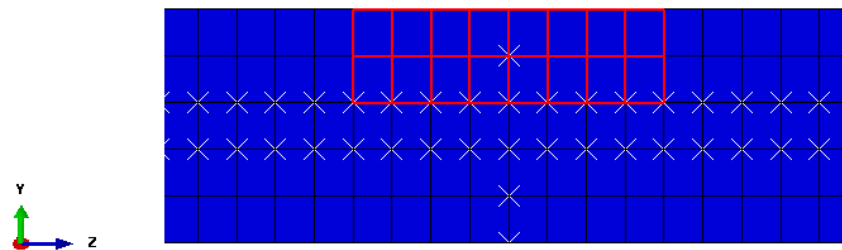


Figura 3.46 - Seleção dos elementos com possibilidade de deformação plástica (vista lateral).

A lei de plasticidade para estes elementos foi definida a partir do valor da tensão de cedência da madeira à compressão, que determina o início da deformação plástica, e dos pontos subsequentes da curva tensão/deformação em regime plástico, caracterizados pelas coordenadas (ϵ, σ) . Tomando como exemplo a curva tensão/deformação ilustrada na figura 3.47, a lei de plasticidade poderia ser definida à custa dos pontos 2 e 3, onde σ_c representa a tensão de cedência do material, ficando a lei de plasticidade definida pela tabela 3.28. Para um maior rigor na caracterização do comportamento plástico poderiam ser definidos outros pontos da curva tensão/deformação pertencentes ao regime plástico. Note-se que esta definição da lei de plasticidade para a compressão da madeira não prevê o comportamento descrito pela lei de

Bazan-Buchanan, apresentada na secção 2.6 (figura 2.30), que assume uma tensão σ_y inferior à apresentada no ponto 3 da figura 3.47 (mesmo inferior ao valor da tensão de cedência σ_e). Assim, assume-se que a deformação plástica observada no modelo numérico esteja ligeiramente subvalorizada.

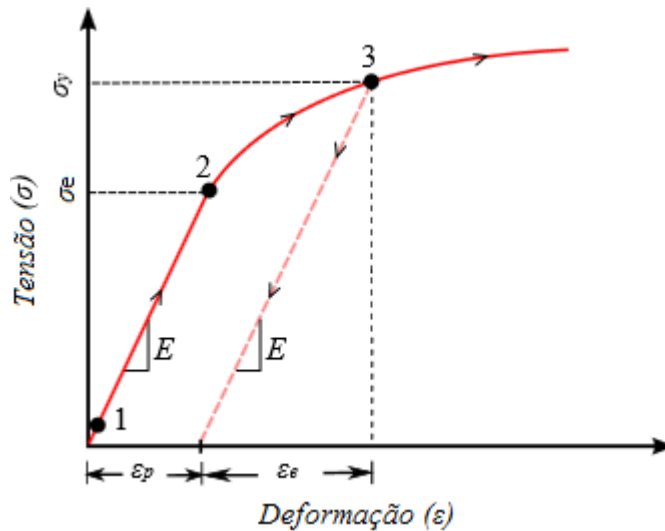


Figura 3.47 - Aspecto típico da curva de tensão/deformação para um material com comportamento plástico.

Tabela 3.28 - Lei de plasticidade associada à curva de tensão/deformação ilustrada na figura 3.44.

Tensão σ	Deformação plástica ε_p
σ_e	0
σ_y	ε_p

Com isto, analisando os resultados do trabalho de Reiterer & Stanzl-Tschegg (2001), verifica-se que os valores da tensão de cedência σ_e da madeira da espécie “*Picea Abies*” para as direcções longitudinal e radial rondam os 51MPa e 3.4MPa, respectivamente. No entanto, dado que se considera um comportamento plástico isotrópico nos elementos seleccionados do modelo, procurou-se o valor adequado para a tensão de cedência situado entre aqueles dois limites que promovesse uma indentação no modelo numérico semelhante à observada nos ensaios experimentais (aproximadamente 1.5mm – figura 3.44). Assim, após um conjunto de testes, definiu-se a lei de plasticidade apresentada na tabela 3.29, referente ao modelo “Plastic iso1”. Verificou-se ainda que o modelo numérico não é sensível à definição de pontos na região do domínio plástico da curva força/deslocamento, razão pela qual se define apenas o ponto associado à tensão de cedência σ_e , impondo uma lei elasto-perfeitamente plástica. Apesar deste modelo apresentar uma indentação perceptível (figura 3.48), a concordância com a curva experimental LC200H7#1 piorou significativamente relativamente ao modelo sem plasticidade “LC200H7 optm3” obtido anteriormente, como se mostra no gráfico 3.40. A curva do modelo

“Plastic iso1” sugere que a introdução da possibilidade de deformação plástica nos elementos em redor aos pontos de aplicação da força se traduz numa menor resistência à flexão da viga. Considera-se que a obtenção desta curva de força-deslocamento menos resistente se deve às seguintes causas:

- i. Leitura do deslocamento δ afectada pela deformação plástica do material, estando portanto sobrevalorizada;
- ii. Lei de plasticidade igual para todas as direcções da madeira (L, R e T) – plasticidade isotrópica, que propicia uma deformação plástica excessiva na direcção longitudinal.

Embora o processo de deformação plástica dos elementos seja responsável pela dissipação de uma certa quantidade de energia de deformação, traduzindo-se teoricamente numa menor flexão da viga, os resultados apresentados no gráfico 3.40 sugerem que as causas i e ii se sobrepõem a este fenómeno, diminuindo a resistência da viga à flexão. Na tentativa de corrigir este comportamento, aumentou-se a tensão de cedência σ_e em 40% e procedeu-se à simulação de um novo modelo, designado por “Plastic iso2”, nas mesmas condições em que foi efectuado o modelo “Plastic iso1”. A sua lei de plasticidade encontra-se definida na tabela 3.29 e a curva força/deslocamento resultante apresenta-se no gráfico 3.40. Apesar de se verificar uma melhoria na concordância com a curva experimental, os valores de P_{\max} e ductilidade estão ainda significativamente distantes. Voltou-se por isso a aumentar o valor da tensão de cedência σ_e (modelo “Plastic iso3”) verificando-se a diminuição do comportamento não linear da curva força/deslocamento antes do patamar correspondente à rotura dos elementos coesivos dos planos RL e TL (gráfico 3.40), aproximando-se já da curva do modelo “LC200H7 optm3”. Considera-se assim que o modelo “Plastic iso2” é o que apresenta resultados mais concordantes com os experimentais na região correspondente à indentação.

Tabela 3.29 - Lei de plasticidade para os modelos "Plastic iso1", "Plastic iso2" e “Plastic iso3”.

Modelos					
Plastic iso1		Plastic iso2		Plastic iso3	
Tensão σ_e (MPa)	Deformação plástica ε_p	Tensão σ_e (MPa)	Deformação plástica ε_p	Tensão σ_e (MPa)	Deformação plástica ε_p
30.2	0	42.3	0	57.0	0

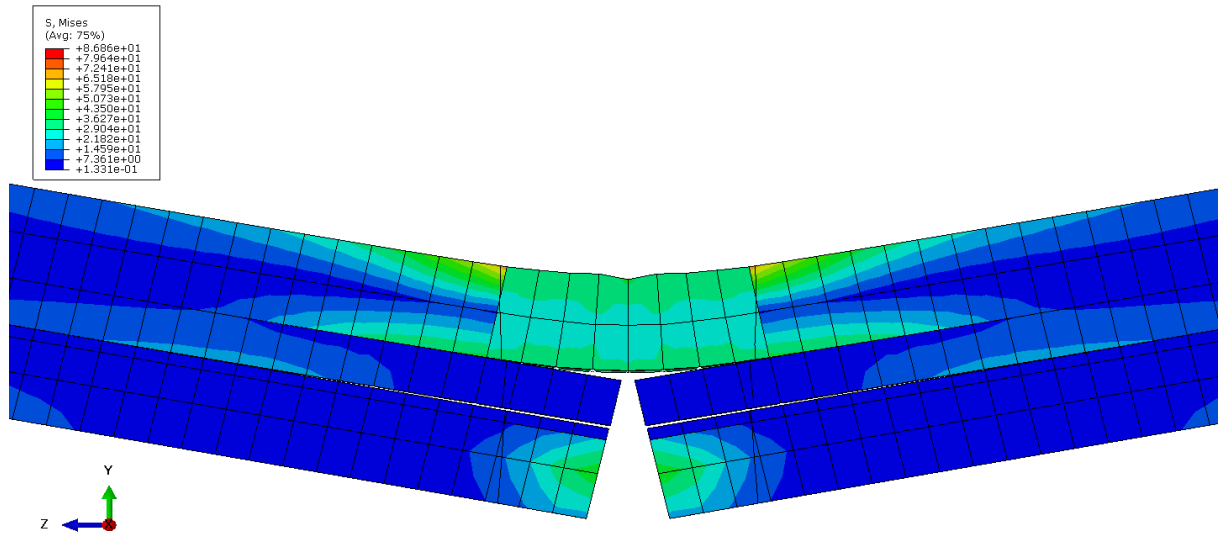
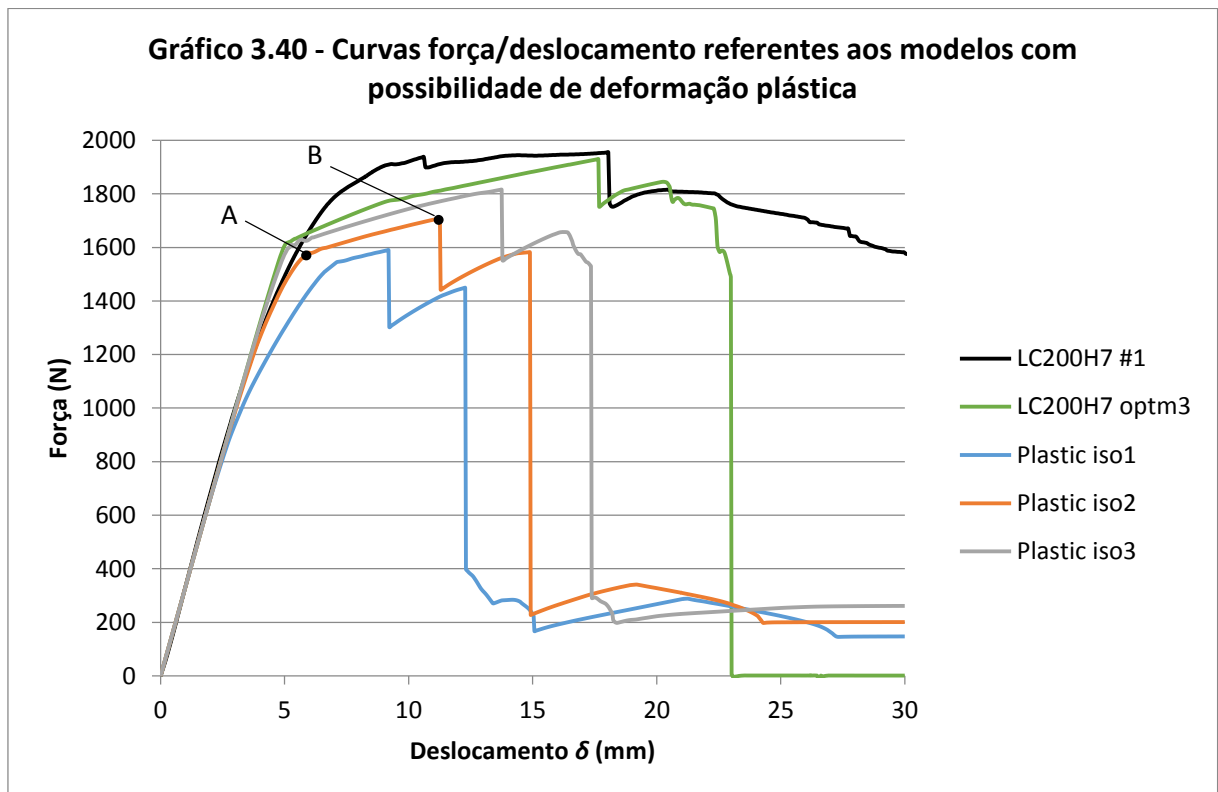


Figura 3.48 - Aspecto do modelo "Plastic iso1" após completar um deslocamento δ de 30mm.

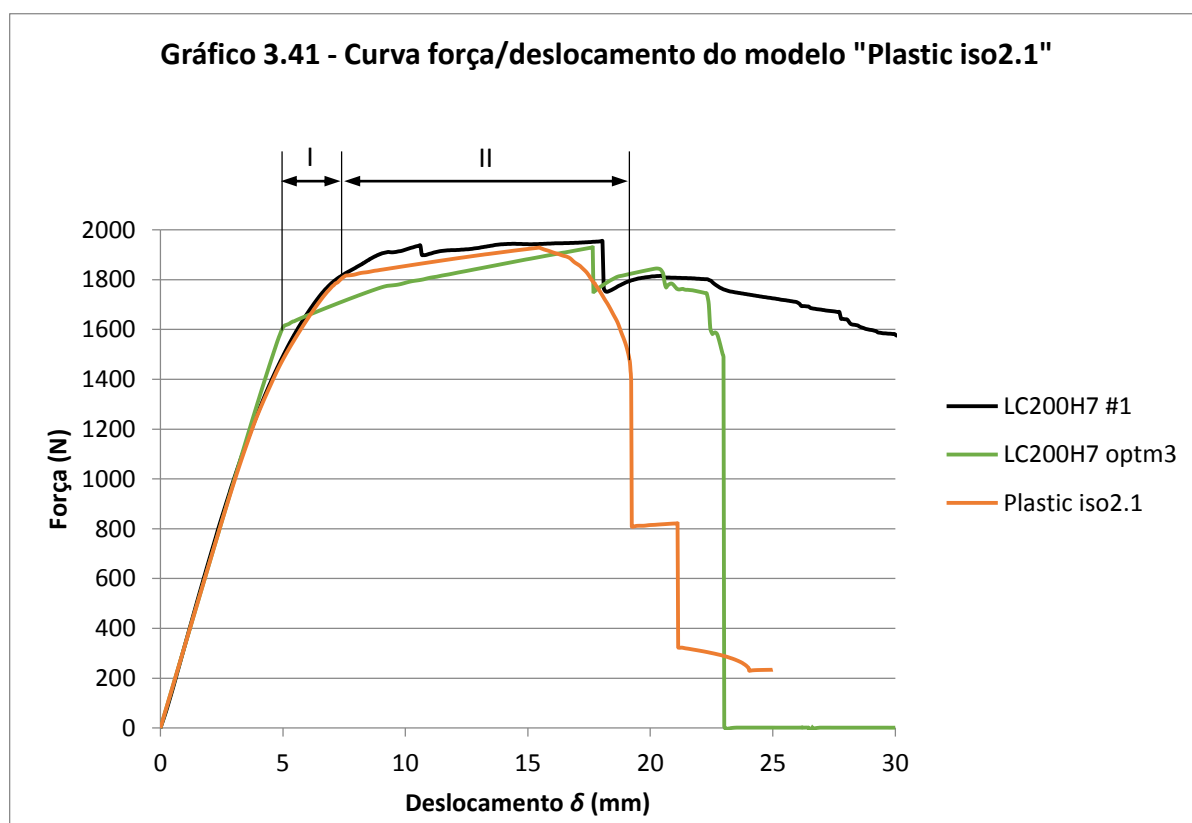


Tendo em conta que o mecanismo associado à mudança de comportamento da curva força/deslocamento nos pontos A e B se deve à rotura dos elementos coesivos horizontais pertencentes aos planos RL e TL da madeira, e à rotura da barra de CFRP no plano $\langle 23 \rangle$, respectivamente, optou-se por ajustar as propriedades coesivas desses elementos de forma a aproximar a curva numérica da experimental. Após um conjunto de testes, definiram-se as propriedades para estes elementos coesivos apresentadas na tabela 3.30, e procedeu-se à simulação do respectivo modelo, designado por “Plastic iso2.1”. No gráfico 3.41 apresenta-se a curva força/deslocamento obtida. A concordância da curva numérica com a experimental

melhorou significativamente, não só relativamente ao modelo “Plastic iso2” como também ao modelo “LC200H7 optm3”, constatando-se que o aumento das propriedades dos elementos coesivos horizontais pertencentes ao plano RL e TL da madeira e do plano <23> da barra de CFRP provoca um atraso na ocorrência dos eventos A e B assinalados no gráfico 3.40, tal como esperado. Observa-se ainda no gráfico 3.41 a indentação obtida pelo modelo “Plastic iso2.1”, assinalada pelo estágio I. No fim desse estágio, a força tende a estabilizar devido à rotura dos elementos coesivos horizontais dos planos RL e TL – fenómeno correspondente ao estágio II.

Tabela 3.30 - Propriedades dos elementos coesivos usados no modelo numérico. Indica-se entre parênteses a variação de cada parâmetro relativamente ao valor usado no modelo LC200H7 optm3.

	G_{Ic} (N/mm)	G_{IIc} (N/mm)	G_{IIIc} (N/mm)	$\sigma_{u,I}$ (MPa)	$\sigma_{u,II}$ (MPa)	$\sigma_{u,III}$ (MPa)
Elementos coesivos horizontais dos planos RL e TL da madeira	0.2	0.9 (+28.6%)	0.9 (+28.6%)	3.5 (+16.7%)	3.5 (+16.7%)	3.5 (+16.7%)
Elementos coesivos do plano <23> da barra de CFRP	0.43	0.66	0.66	1150 (+53.3%)	23.1	23.1



Apesar das modificações aplicadas ao modelo “Plastic iso2” terem melhorado significativamente os resultados, a sua introdução nos modelos LCxHy não foi bem sucedida: a possibilidade dos elementos de madeira junto ao actuador se poderem deformar plasticamente de igual modo nas três direções (L, R e T) traduz-se numa menor resistência da viga à flexão, originando uma sobrecarga prematura nos elementos coesivos constituintes da barra de CFRP no plano <23> e alterando o modo de rotura de DC (descolamento da barra de CFRP) para RC (rotura da barra de CFRP) nos modelos LCxH3. Dado que este mecanismo de rotura não corresponde ao observado nos ensaios experimentais, optou-se por definir uma lei de plasticidade anisotrópica, onde o valor da tensão de cedência σ_e na direção longitudinal da madeira, $(\sigma_e)_L$, é várias vezes superior ao valor nas direções radial e tangencial, $(\sigma_e)_R$ e $(\sigma_e)_T$, respectivamente. De acordo com os resultados do trabalho de Reiterer & Stanzl-Tschegg (2001), definiu-se a lei de plasticidade anisotrópica apresentada na tabela 3.31, referente ao modelo “Plastic aniso1”, considerando o mesmo valor da tensão de cedência para as direções radial e tangencial. Apresenta-se no gráfico 3.42 a curva força/deslocamento resultante, verificando-se que a concordância com a curva experimental é praticamente inexistente. Observando o aspecto do modelo após completar um deslocamento δ de 23.5mm (figura 3.49), imediatamente se conclui que o valor da tensão de cedência definido para as direções transversais é demasiado baixo. Na tentativa de corrigir este comportamento, efectuou-se um conjunto de testes ao modelo com o objectivo de ajustar os valores da tensão de cedência. A lei de plasticidade anisotrópica que permite ao modelo numérico obter a curva força/deslocamento mais próxima da experimental, sem alteração dos parâmetros coesivos dos elementos ligados à madeira e ao CFRP, encontra-se definida na tabela 3.31, referente modelo “Plastic aniso2”. Apresenta-se no gráfico 3.42 a curva força/deslocamento resultante e na figura 3.50 o aspecto do modelo no fim da simulação, verificando-se uma melhoria significativa na concordância com a curva experimental bem como no aspecto do modelo com o provete ensaiado (figura 3.44). Infelizmente os valores de P_{max} e de ductilidade deste modelo ainda são notoriamente mais baixos que os experimentais, motivo pelo qual se decidiu não introduzir a possibilidade de deformação plástica nos modelos LCxHy estudados nas secções anteriores.

Tabela 3.31 - Lei de plasticidade anisotrópica para os modelos "Plastic aniso1" e "Plastic aniso2".

Modelos					
Plastic aniso1			Plastic aniso2		
$(\sigma_e)_L$ (MPa)	$(\sigma_e)_R$ (MPa)	$(\sigma_e)_T$ (MPa)	$(\sigma_e)_L$ (MPa)	$(\sigma_e)_R$ (MPa)	$(\sigma_e)_T$ (MPa)
51	3.4	3.4	54	18	18

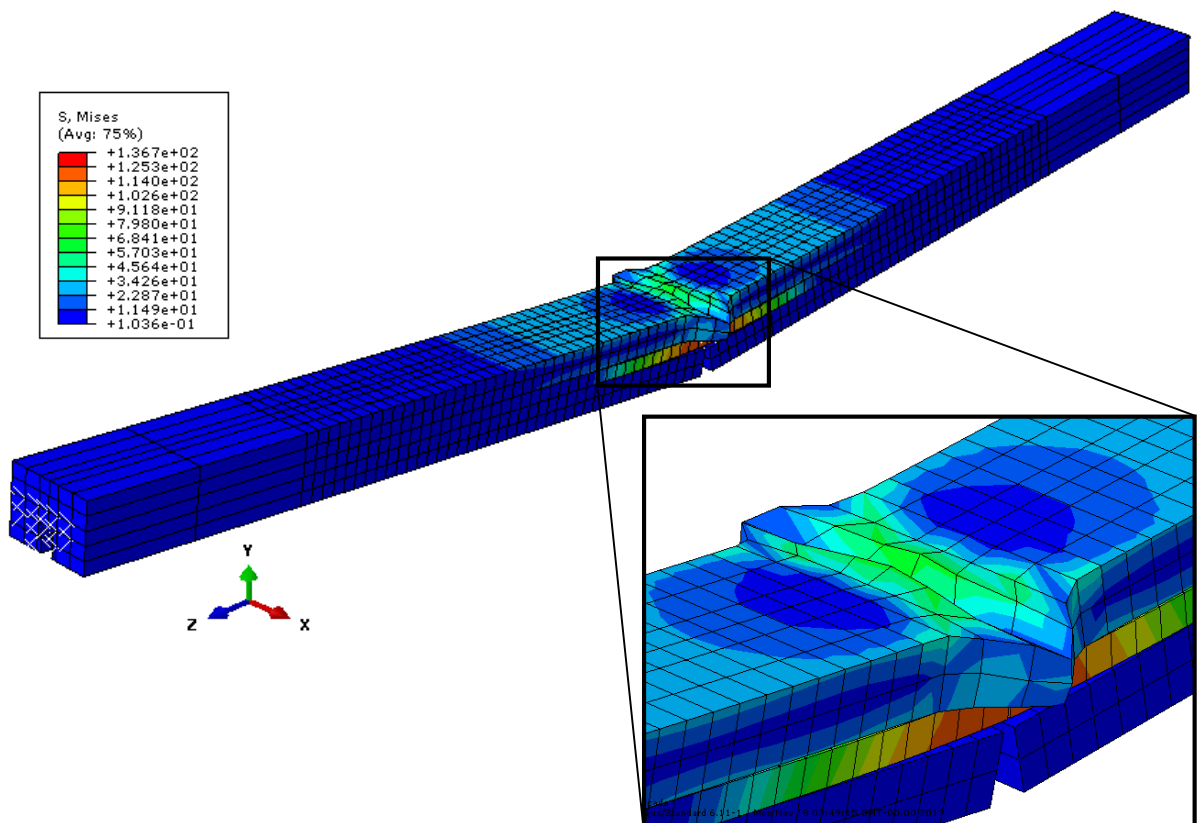
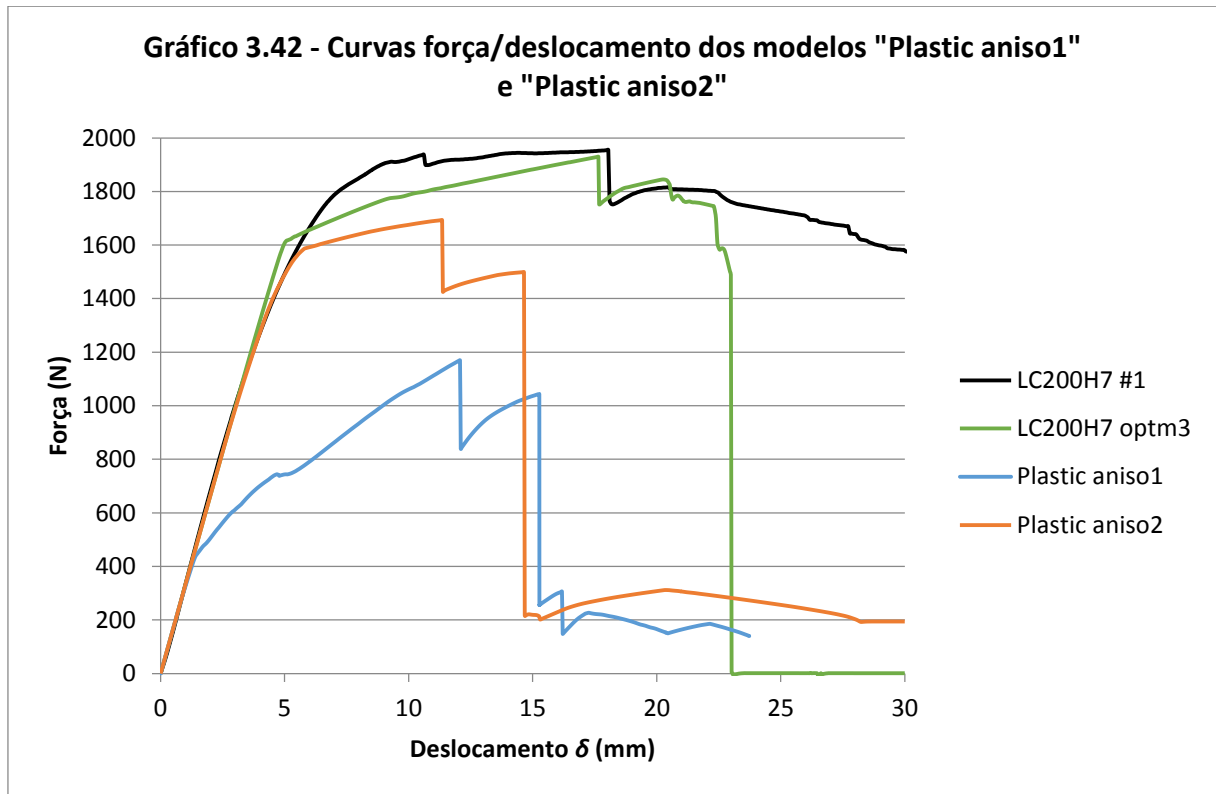


Figura 3.49 - Aspecto do modelo "Plastic aniso2" após um deslocamento δ de 23.5mm.

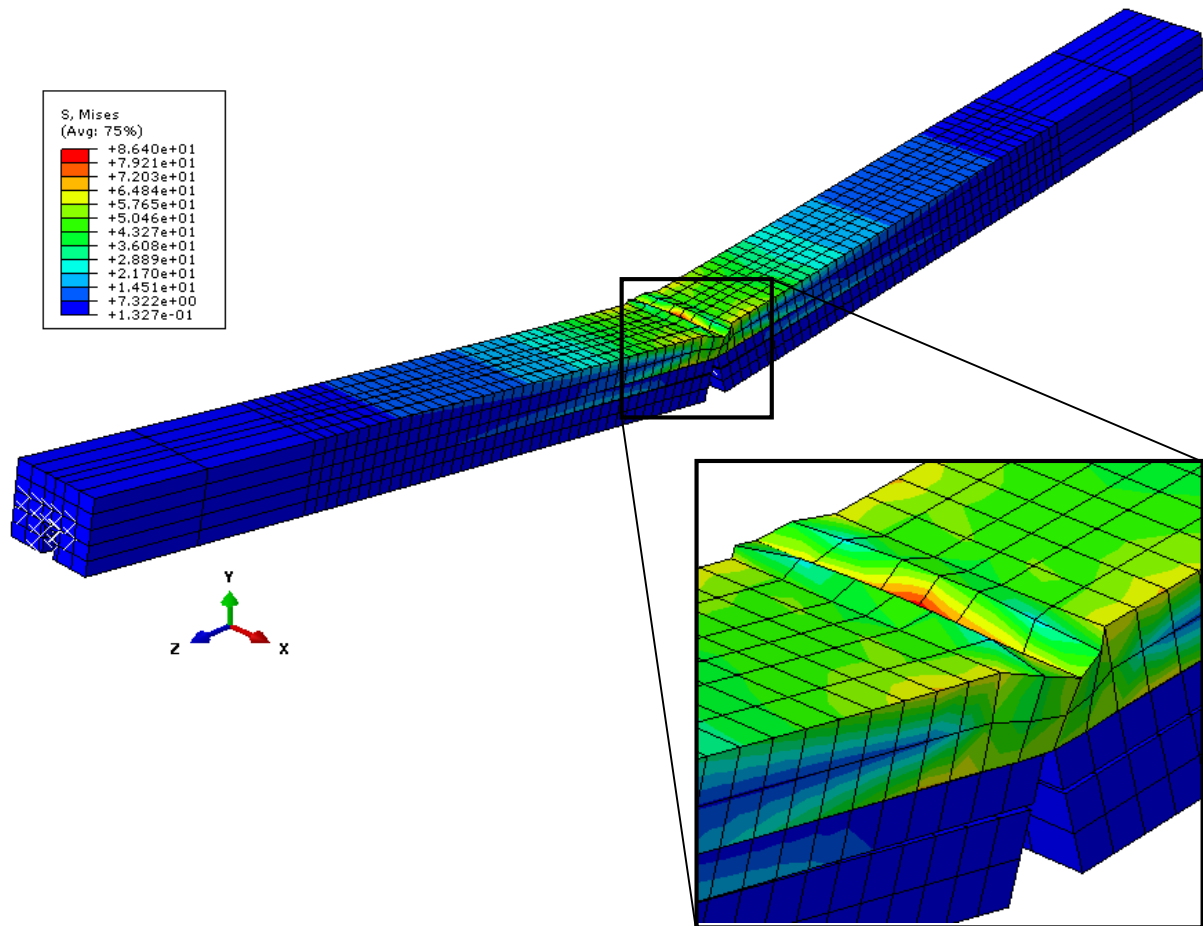


Figura 3.50 - Aspecto do modelo "Plastic aniso2" após completar um deslocamento δ de 30mm.

3.7.2 Zona de Processo de Fractura

De acordo com a secção 3.4, a terceira optimização do modelo numérico passou por aumentar as propriedades dos elementos coesivos das camadas RL e TL da madeira posicionados a uma distância superior de 27.5mm do plano de solicitação (elementos coesivos artificiais). Embora o objectivo fosse “eliminar” artificialmente a acção desses elementos, esta modificação implicou considerar propriedades coesivas artificiais na madeira muito mais elevadas que as já determinadas experimentalmente em vários estudos científicos, constituindo por isso uma hipótese dúbia. Neste contexto, foi estudada a hipótese de eliminar esses elementos coesivos artificiais, possibilitando no seu lugar deformação plástica nas extremidades da fenda de comprimento $2a$, sendo a o comprimento correspondente às camadas RL e TL dos elementos coesivos correctamente definidos – 27.5mm (figura 3.51). Prevê-se portanto que o mecanismo associado à deformação plástica desses elementos, pertencentes à Zona de Processo de Fractura, seja capaz de substituir o mecanismo criado pelos elementos coesivos artificiais: desenvolvimento do dano em modo II (escorregamento entre camadas de elementos sólidos), responsável pela obtenção do patamar dúctil na curva força/deslocamento (iniciado no ponto

“NL” assinalado no gráfico 3.22). Este novo modelo designa-se por “ZPF x ”, onde x representa a tensão de cedência definida para os elementos seleccionados na figura 3.51, em MPa (considerou-se uma lei de plasticidade isotrópica). Apresentam-se no gráfico 3.43 as curvas força/deslocamento obtidas e na figura 3.52 o aspecto do modelo ZPF11.0 correspondente a um deslocamento δ de 9.5mm (semelhante aos restantes modelos ZPF x), observando-se que esta alteração não teve o efeito desejado. De facto, dado que a supressão dos elementos coesivos artificiais foi realizada pela imposição de propriedades coesivas muito elevadas ($\sigma_{u,i} = 1000\text{MPa}$ e $G_{kc} = 1000\text{N/mm}$), impede-se que os elementos seleccionados na figura 3.51 se deformem plasticamente (figura 3.53) e o mecanismo de desenvolvimento de dano em modo II não ocorre. Consequentemente, o valor de P_{\max} dispara para os 2700N, aproximadamente – valor semelhante ao obtido na primeira optimização do modelo (curva “LC200H7 optm1” do gráfico 3.20), onde não se considerou elementos coesivos horizontais nas camadas RL e TL da madeira. Uma vez que os elementos coesivos têm espessura nula, não se podendo, por isso, constituir como elementos sólidos capazes de se deformar plasticamente, conclui-se que a captação do fenómeno de dano característico da Zona de Processo de Fractura implique alterações profundas à configuração da malha de elementos finitos. Sugere-se assim, como trabalho futuro, verificar se a captação desse fenómeno permite substituir o mecanismo de rotura criado pelos elementos coesivos horizontais.

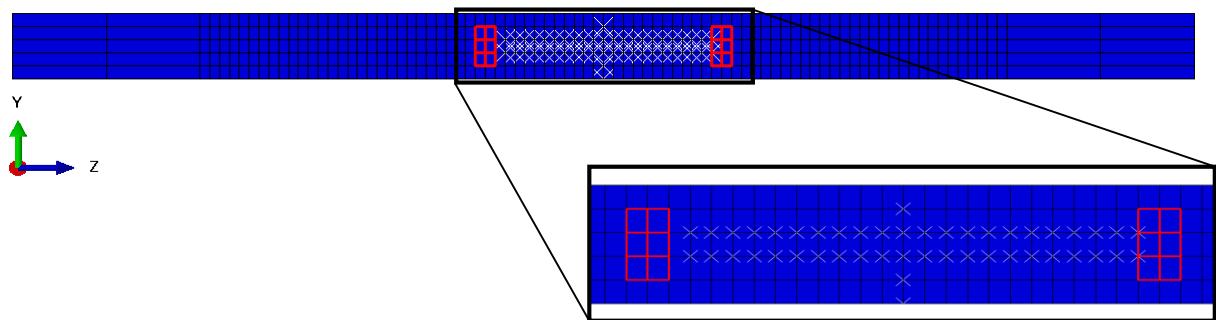


Figura 3.51 – Selecção dos elementos com possibilidade de deformação plástica.

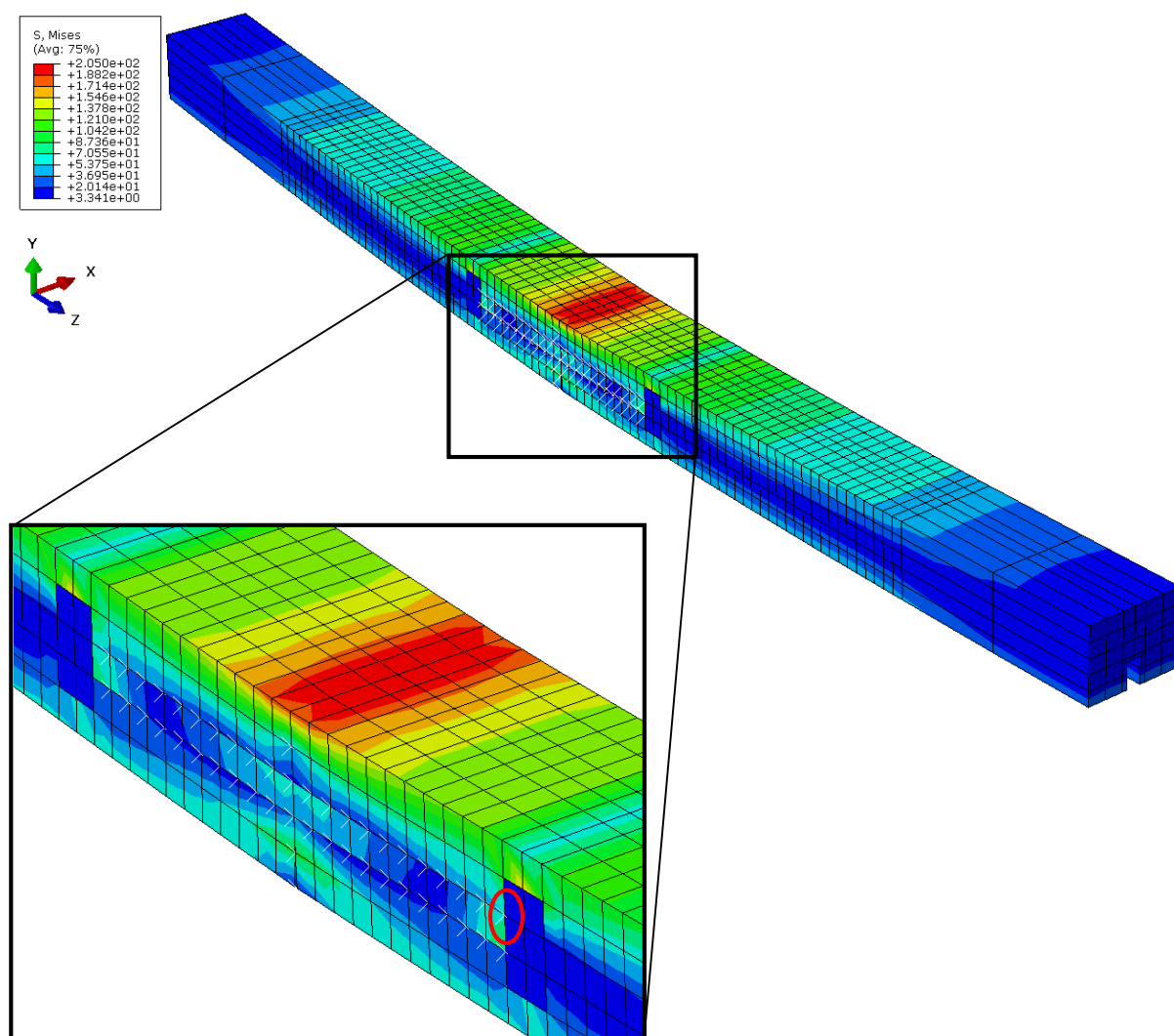
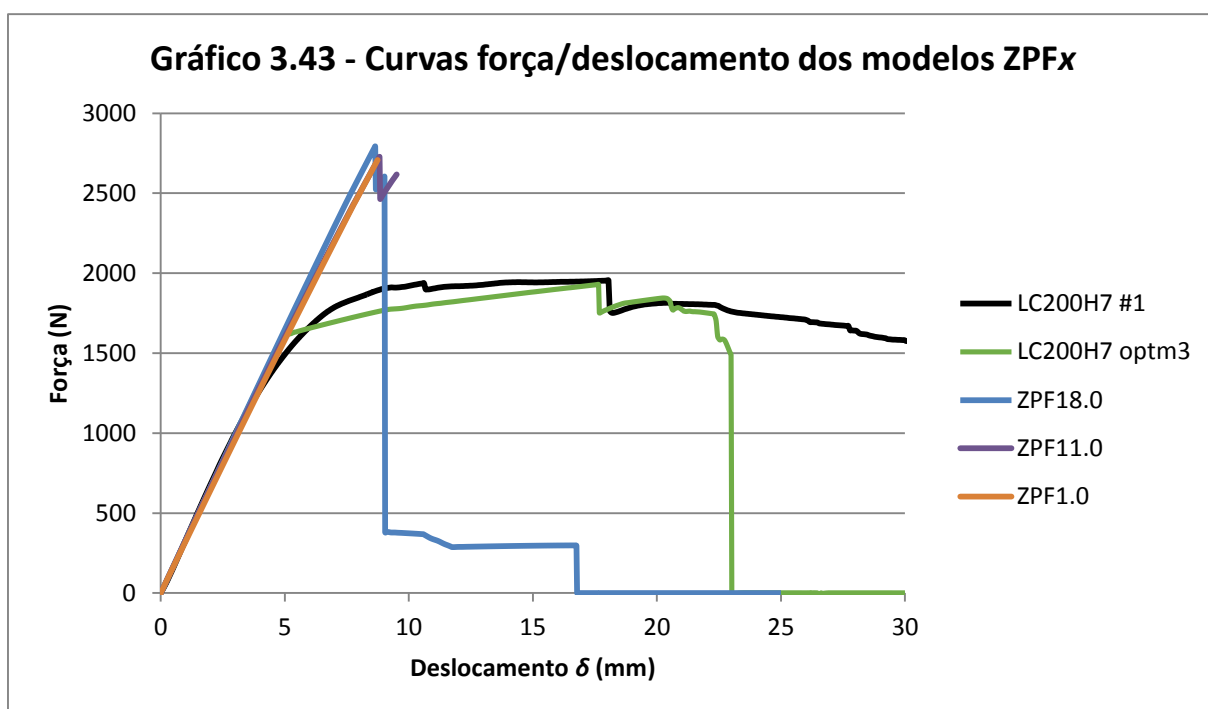


Figura 3.52 – Aspecto do modelo ZPF11.0 no fim da análise ($\delta=9.5\text{mm}$). Mapa de cores ajustado à madeira.

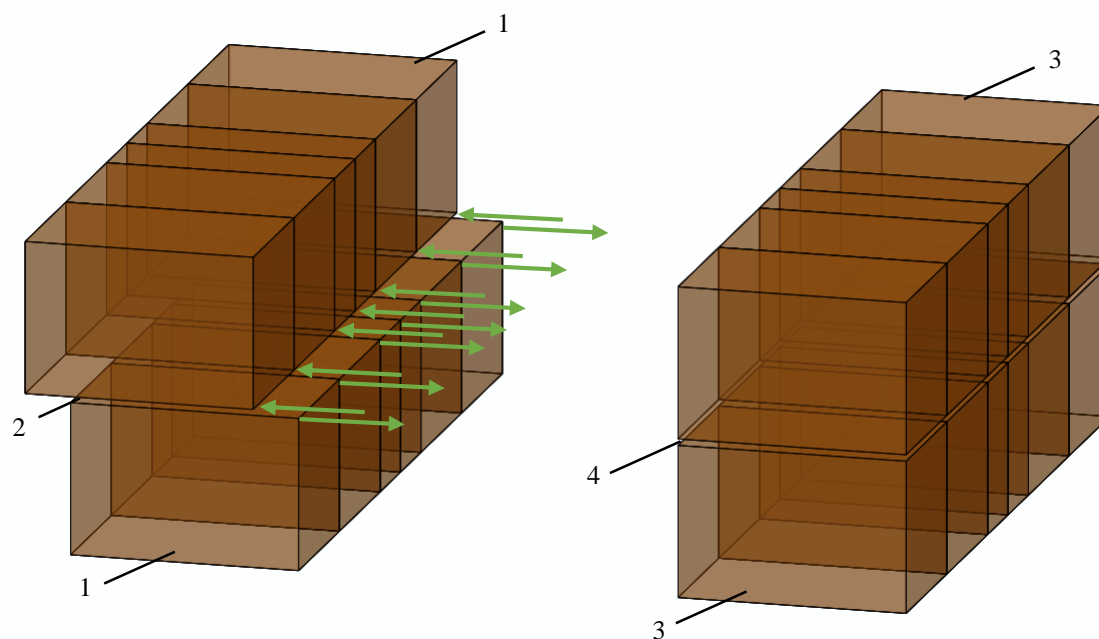


Figura 3.53 – Representação esquemática das forças actuantes responsáveis pelo desenvolvimento de dano em modo II (setas a verde) nos elementos da região assinalada na figura 3.52 (a vermelho). Legenda: 1 - Elementos sólidos de madeira sem possibilidade de deformação plástica; 2 - Região alocada aos elementos coesivos da camada RL; 3 - Elementos sólidos de madeira com possibilidade de deformação plástica; 4 - Região alocada aos elementos coesivos da camada RL artificialmente eliminados (propriedades coesivas muito elevadas).

4 Discussão dos resultados obtidos

A discussão dos resultados está dividida em duas partes, incidindo cada uma delas em aspectos distintos e complementares: na primeira parte, analisa-se a capacidade do modelo numérico em simular fracturas da madeira provocadas pelos ensaios de flexão; e na segunda, procede-se a um estudo comparativo dos resultados obtidos com as soluções construtivas apresentadas na pesquisa bibliográfica para o reforço de vigas em madeira (secção 2.6). Estes dois aspectos estão intimamente relacionados, visto que a validade dos resultados numéricos está dependente da capacidade do modelo traduzir correctamente o comportamento estrutural da madeira.

Relativamente ao primeiro aspecto, verifica-se que a introdução de elementos coesivos no plano TR da madeira e <23> do CFRP (primeira optimização) teve resultados positivos relativamente à mudança do modo de rotura da viga. No entanto, apesar dessa alteração desencadear o mecanismo de rotura pelo plano TR da madeira e <23> do CFRP, a redução de P_{\max} correspondeu a apenas 30% do valor necessário para igualar o valor experimental. A restante parte foi conseguida pela introdução de elementos coesivos nos planos RL e TL, permitindo o escorregamento entre as camadas de elementos sólidos da madeira e libertando a energia suficiente para reduzir o valor de P_{\max} ao valor correcto (valor experimental). Dado o reduzido número de estudos relativos à determinação das propriedades coesivas da madeira nos planos RL e TL, admite-se alguma flexibilidade na definição dos seus valores, podendo G_{IIc} e G_{IIIc} variar entre 0.6 e 0.8 N/mm e $\sigma_{u,i}$ entre 4 e 8 MPa ($i=I,II,III$). No entanto, a manipulação destes valores não foi suficiente para permitir a reprodução do comportamento não linear da madeira, visto que a fissura no plano TL do modelo numérico se propagava da mesma forma em todo o comprimento da viga, originando uma queda abrupta da carga imposta. O comportamento não linear foi obtido aumentando artificialmente as propriedades dos elementos coesivos dos planos RL e TL mais distantes do plano de solicitação com o objectivo de “abrandar” a propagação das fissuras nesses planos, permitindo que a capacidade resistente da viga se mantivesse durante mais tempo, tal como se observou nos ensaios experimentais. Embora este processo de optimização tenha sido feito a um modelo apenas, os bons resultados obtidos pela sua aplicação em todos os modelos numéricos sugerem que estas observações sejam válidas na generalidade

dos casos. Assim, de acordo com esta metodologia, o projecto de um modelo numérico capaz de traduzir o comportamento não linear da madeira passa essencialmente por duas etapas: numa primeira fase, localizar (analítica e, se possível, experimentalmente) os planos de fractura mais solicitados durante o ensaio de resistência, dando especial enfoque às tensões de corte e ao cálculo (ou estimativa) do seu valor; e numa segunda fase, a manipulação artificial dos elementos coesivos fora da região efectiva de fractura da madeira (região do provete onde não se observam fissuras após o ensaio). Deve-se garantir apenas que a região efectiva de fractura está preenchida correctamente com os elementos coesivos referentes ao plano de propagação da fenda. No entanto, de acordo com a secção 3.7, verifica-se que os fenómenos de deformação plástica localizada (indentação) contribuem significativamente para o comportamento não linear da curva força/deslocamento, não sendo por isso a rotura dos elementos coesivos dos planos TL e RL da madeira inteiramente responsável por esse comportamento. Assim, nos modelos onde a indentação do material não é prevista, deve-se considerar a hipótese de reduzir o valor de algumas propriedades coesivas no plano onde as fissuras ocorrem de forma a compensar este fenómeno, que contribui positivamente para o comportamento não linear da curva força/deslocamento. Embora a obtenção da Zona de Processo de Fractura no modelo não tenha sido bem sucedida, acredita-se que a sua captação possa ser suficiente para desencadear o mecanismo de rotura das fissuras na madeira (através elementos coesivos horizontais dos planos TL e RL correctamente definidos) prescindindo da acção dos elementos coesivos horizontais dos planos TL e RL da madeira cujas propriedades foram artificialmente alteradas.

Relativamente ao estudo do ganho de resistência da viga após a introdução do reforço, é possível comparar com precisão apenas os valores de P_{\max} , já que as curvas força/deslocamento da viga não reforçada foram perdidas. No entanto, assumindo que essas curvas teriam um aspecto idêntico às apresentadas no gráfico 3.11, estima-se que o seu valor de ductilidade possa ser aproximado por uma redução proporcional à verificada nos valores de P_{\max} entre os dois conjuntos de ensaios. Deste modo, dado que a redução de P_{\max} foi de 24.4%, assume-se que a ductilidade dos provetes não reforçados possa ser estimada por uma redução equivalente do seu valor obtido no segundo conjunto de ensaios. Considerando esta hipótese, apresenta-se na tabela 4.1 o ganho de P_{\max} e ductilidade de alguns modelos com a introdução do reforço (admite-se que o modelo LC200H1 com a largura optimizada LC200H1-L7.91, tem a mesma resistência que o modelo LC200H1-L8). O cálculo do ganho de resistência dos modelos LC200H3-L3 e LC200H7-L3 foi baseado nos resultados experimentais, previamente analisados no capítulo anterior (tabela 3.14), sendo a ductilidade definida por “inf” nos casos em que não se esgotou a capacidade resistente do provete. Pelos resultados apresentados na tabela 4.1, conclui-se que

o modelo LC200H1-L7.91 é o que apresenta melhores resultados para o volume de CFRP consumido. De facto, o aumento de P_{\max} provocado pelo aumento da largura L no modelo LC200H1 (1875.27N) foi suficientemente alto para exceder o valor obtido no provete LC200H3 (1855.7N), mantendo a fracção volúmica de CFRP ρ inferior.

Tabela 4.1- Variação de P_{\max} e da ductilidade em função das dimensões do reforço.

Modelo	ρ (%)	Ganho de P_{\max} (%)	Ganho de ductilidade (%)
LC200H1-L7.91	1.34	34.8	10.2
LC200H3-L3	1.53	32.6	13.5
LC200H7-L3	3.69	39.6	inf

Apresentam-se na tabela 4.2 os resultados obtidos do modelo LC200H1-L7.91 juntamente com os resultados dos estudos descritos na pesquisa bibliográfica (secção 2.6), organizados por ordem decrescente de ganho de P_{\max} . Para facilitar a comparação dos resultados, apresenta-se na tabela 4.3 os valores médios da variação de P_{\max} e ductilidade dos estudos apresentados e do modelo LC200H1-L7.91. Verifica-se que os resultados do modelo LC200H1-L7.91 não são muito satisfatórios: obtiveram-se ganhos de P_{\max} e ductilidade significativamente inferiores à média de valores dos estudos apresentados, usando aproximadamente o triplo do volume de CFRP. O reduzido ganho de P_{\max} pode estar relacionado com os seguintes factores:

- i. Estimativa de P_{\max} sobrevalorizada nos provetes não reforçados, levando a variações mais pequenas desse parâmetro nos provetes reforçados. De facto, verifica-se pela tabela 3.13 uma elevada dispersão dos valores de P_{\max} , sugerindo que a presença de provetes com qualidade invulgarmente elevada da madeira possa ter afectado os resultados;
- ii. Tipo de reforço. Observando a tabela 4.2, constata-se que os maiores ganhos de resistência estão associados às soluções construtivas cujo tipo de reforço é externo. Comparando os resultados do modelo LC200H1-L7.91 com os de reforço interno, verifica-se que a variação de P_{\max} está dentro da gama de valores referentes a esses estudos. No entanto, tendo em conta que as soluções construtivas com reforço interno usam GFRP (menos resistente que o CFRP), o valor da fracção volúmica de CFRP ρ do modelo LC200H1-L7.91 continua elevado.

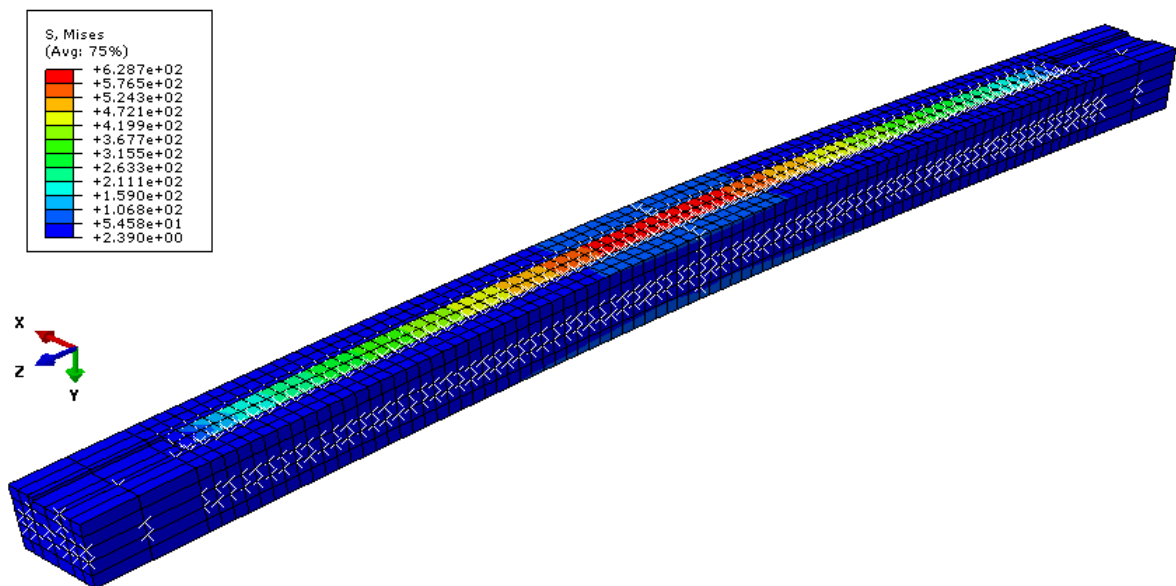
Tabela 4.2 - Enquadramento dos resultados do modelo LC200H1-L7.91 em termos de ganho de resistência.

Referência	Dimensão da secção (mm ²)	Distância entre apoios (mm)	Tipo de reforço	Tipo de ensaio	Fracção de área de FRP ρ (%)	Ganho de P_{max} (%)	Ganho de rigidez (%)	Ganho de ductilidade (%)
(Borri, et al., 2004)	200x200	3600	Externo	Flexão em 4 pontos	0.12 de CFRP	60.3	29	-
					0.08 de CFRP	55.0	30	
(Motlagh, et al., 2008)	25x25	360	Externo	Flexão em 3 pontos (ASTM D143)	10.00 de GFRP	57.1	10	85
					5.60 de GFRP	31.8	0	46
(García, et al., 2013)	78x155	1000	Externo	Flexão em 3 pontos	0.15 de CFRP	43.5	190	0
					0.08 de CFRP	41.1		
					0.20 de BFRP	24.5	170	
(Plevris & Triantafillou, 1992)	30x51	686	Externo	Flexão em 3 pontos	0.67 de CFRP	27.3	40	34
					1.43 de CFRP	40.0		
(Alhayek & Svecova, 2012)	130x330	4500	Interno	Flexão em 3 pontos (ASTM D198)	1.20 de GFRP	36.0	3 – 3.5	-
João P. Reis, 2013	20x20	300	Interno	Flexão em 3 pontos	1.34 de CFRP	34.8	-	10.2
(Amy & Svecova, 2004)	100x400	3400	Interno	Flexão em 3 pontos (ASTM D198-99)	0.75 de GFRP	22.0 (valor conservativo)	0	56
(Gentile, et al., 2002)	100x300	4000	Interno	Flexão em 4 pontos	0.82 de GFRP	18.0 – 46.0	-	64
(Fiorelli & Dias, 2003)	60x120	3000	Externo	Flexão em 4 pontos (ASTM D198-84)	1.00 de GFRP ou 0.40 de CFRP	-	15 – 30	-

Tabela 4.3 - Comparação dos resultados do modelo LC200H1-L7.91 com a média dos obtidos pelos estudos apresentados na secção 2.6.

Modelo	Fracção de CFRP ρ (%)	Ganho de P_{\max} (%)	Ganho de ductilidade (%)
LC200H1-L7.91	1.34	34.8	10.2
Média	0.42	44.5	17

Não obstante as razões apresentadas no parágrafo anterior para a explicação do reduzido ganho de P_{\max} , há que considerar a hipótese da resistência do adesivo ser insuficiente para esta aplicação. Analisando o gráfico 3.38 do capítulo anterior, verifica-se uma tendência crescente de P_{\max} com a diminuição do comprimento LC (de 243mm para 200mm) e aumento da largura L , que é interrompida pelo descolamento da barra de reforço (rotura por DC). De facto, observando as figuras 4.1 e 4.2, referentes ao aspecto dos modelos LC243H1-L6.5 e LC122H1-L13, respectivamente, para um mesmo deslocamento δ imposto, verifica-se uma melhor distribuição das tensões e um menor valor de tensão máxima equivalente segundo o critério de *Von Mises* no modelo LC122H1-L13 (superfície a vermelho na figura 4.2). Constata-se assim que o modelo LC122H1-L13 permite um maior aproveitamento da capacidade resistente da barra de CFRP, apresentando por isso maior potencialidade na resistência à flexão. De facto, o aumento do comprimento LC e da altura H implica a introdução de CFRP em regiões onde os valores do momento flector e tensões normais por ele provocadas são mais baixos, o que não acontece com o aumento da largura L .

**Figura 4.1 – Aspecto do modelo LC243H1-L6.5 sujeito a um deslocamento δ de 5.4mm.**

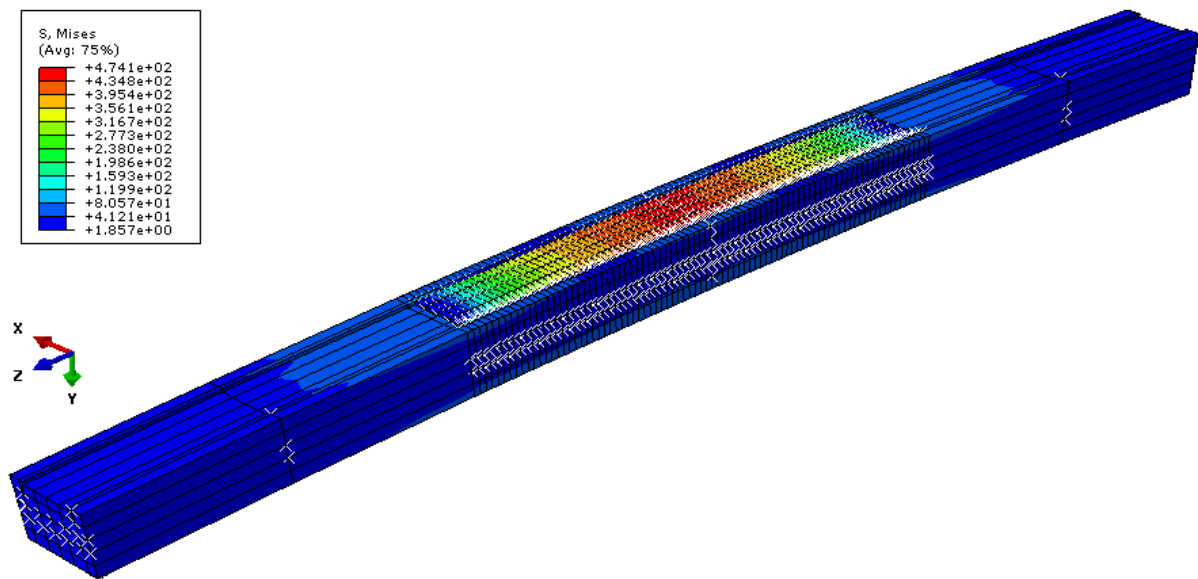


Figura 4.2 – Aspecto do modelo LC122H1-L13 sujeito a deslocamento δ de 5.4mm.

5 Conclusões e trabalhos futuros

Os objectivos propostos para este trabalho foram satisfatoriamente atingidos. A optimização do reforço estrutural de uma viga de madeira usando materiais compósitos foi efectuada recorrendo a um modelo numérico previamente desenvolvido no *software* Abaqus[®], apoiado por uma formulação analítica baseada nos conceitos da Teoria da Elasticidade. A resistência da viga reforçada foi avaliada por ensaios de flexão em três pontos. O modelo numérico, validado por ensaios laboratoriais, permitiu reproduzir com algum grau de confiança o comportamento não linear da madeira provocado por microfissuras decorrentes do ensaio de flexão. O seu desenvolvimento passou pois por várias etapas nas quais se procurou reproduzir as macro e microfissuras da madeira através da introdução de elementos coesivos estrategicamente colocados. Os fenómenos de indentação foram também capturados para um dos modelos numéricos com a introdução de uma lei de plasticidade devidamente ajustada. No entanto, uma vez que a sua aplicação não foi bem sucedida nos restantes modelos, optou-se por realizar o estudo da variação dimensional da barra de reforço sem possibilidade de deformação plástica dos elementos. Este estudo passou pela variação dos três parâmetros dimensionais que definem a sua geometria: o comprimento LC , a altura H e a largura L . Fixando a altura H em 1mm (que propicia a maior economia de CFRP) e a fracção volúmica de CFRP ρ em 1.34%, efectuaram-se algumas simulações numéricas variando L e LC , tendo-se concluído que a combinação destes dois parâmetros que traduz o maior aumento percentual da carga de rotura P_{\max} é dada pelos seguintes valores: 7.91mm para a largura L e 200mm para o comprimento LC . Adoptando a nomenclatura $LCxHy-Lz$, sendo x , y e z as dimensões do comprimento, altura e largura da barra, respectivamente, em milímetros, foi seleccionada a barra LC200H1-L7.91 como sendo a que apresenta melhores resultados para o volume de material CFRP consumido.

Embora se tenham observado algumas incongruências com os resultados experimentais, o procedimento inovador usado na sua construção contribui para a evolução do estado da arte na simulação do comportamento estrutural da madeira. Embora a obtenção da Zona de Processo de Fractura não tenha sido bem sucedida, acredita-se que a captação deste fenómeno possa constituir um factor chave na reprodução das macro e micro fissuras da madeira. Relativamente

à variação da capacidade resistente da viga com a introdução do reforço, obteve-se um aumento 34.8% na carga de rotura P_{\max} – valor significativamente inferior aos encontrados na pesquisa bibliográfica. No entanto, constatou-se que a eficácia do reforço é superior quando este é projectado de acordo com as seguintes especificações:

- Altura H correspondente a 5% da altura da viga;
- Comprimento LC não superior a 67% do comprimento da viga;
- Largura L superior a 40% da largura da viga.

que, de acordo com Gentile, et al. (2002), podem ser generalizadas para modelos de maiores dimensões. Obedecendo a estas condições, verifica-se uma tendência para a rotura da viga ocorrer por descolamento da barra de reforço, pelo que a utilização de um adesivo mais resistente que o Sikadur[®]-30 pode melhorar significativamente os resultados.

São propostos os seguintes trabalhos futuros:

- i. Estudo da aplicação de um adesivo mais resistente. Embora a aplicação de um adesivo de melhor qualidade implique um maior investimento financeiro, a eventual poupança de CFRP para a obtenção de resultados semelhantes poderá resultar numa poupança global capaz de compensar o investimento feito no adesivo;
- ii. Após a seleção de um novo adesivo, estudar a variação da carga de rotura em função da altura, largura e comprimento da barra de reforço (parâmetros H , L e LC) para um determinado valor de fracção volúmica de CFRP ρ . Sugere-se que a representação dos resultados seja feita através do esboço de uma superfície sobreposta a uma que represente a variação dos parâmetros H , L e LC para um determinado valor de ρ , como a representada no gráfico 3.37;
- iii. Formulação de uma lei de plasticidade (eventualmente anisotrópica) capaz de captar os fenómenos de indentação resultantes não só do contacto com o actuador, como também do contacto com os apoios, sem que seja necessário alterar quaisquer propriedades nos elementos sólidos ou coesivos do modelo. Sugere-se a materialização do actuador e dos apoios em roletes cilíndricos tal como foi usado nos ensaios experimentais. Esta modificação pode alterar a forma como a deformação plástica ocorre na zona de contacto com o actuador, possibilitando eventualmente uma melhoria nos resultados obtidos pelo modelo numérico;
- iv. Verificar se a captação da Zona de Processo de Fractura permite substituir os elementos coesivos horizontais dos planos RL e TL da madeira cujas propriedades foram artificialmente manipuladas;

- v. Formulação analítica capaz de prever o descolamento da barra de reforço, permitindo definir as propriedades ideais do adesivo a aplicar para uma carga de rotura especificada. Este trabalho implica quantificar as tensões de corte envolvidas no processo de rotura do adesivo;
- vi. Optimização do modelo numérico construído no sentido de reduzir o número de elementos coesivos, permitindo uma simulação mais rápida.

6 Referências e bibliografia

- Alhayek, H. & Svecova, D., 2012. Flexural stiffness and strength of GFRP-reinforced timber beams. *Journal of composites for construction*, Volume 16, pp. 245-252.
- Amaro, A., Reis, P. & Moura, M., 2008. Delamination effect of bending behaviour in carbon-epoxy composites. *Strain*, pp. 203-208.
- Amy, K. & Svecova, D., 2004. Strengthening of dapped timber beams using glass fibre reinforced polymer bars. *NRC Research Press Web*, pp. 943-955.
- Borri, A., Corradi, M. & Grazini, A., 2004. A method for flexural reinforcement of old wood beams with CFRP materials. *Elsevier*, pp. 143-153.
- Calderoni, C., Matteis, G., Giubileo, C. & Mazzolani, F., 2005. Flexural and shear behaviour of ancient wooden beams: Experimental and theoretical evaluation. *Elsevier*, pp. 729-744.
- Camanho, P., Moura, M. & Dávila, C., 2003. Numerical Simulation of Mixed-mode Progressive Delamination in Composite Materials. *Journal of composite materials*, Volume 37, pp. 1415-1435.
- Campilho, R. et al., 2009. Experimental and numerical evaluation of composite repairs on wood beams damaged by cross-graining. *Elsevier*, pp. 531-537.
- Campilho, R., Moura, M. & Domingues, J., 2005. Modelling single and double-lap repairs on composite materials. *Elsevier*, pp. 1948-1958.
- Campilho, R., Moura, M. & Domingues, J., 2007. Using a cohesive damage model to predict the tensile behaviour of CFRP single-trap repairs. *Elsevier*, pp. 1497-1512.
- Castro, P. M. S. T., Fernandes, A. A. & Branco, C. M., 1986. *Fadiga de estruturas soldadas*. 2ª ed. Lisboa: Fundação Calouste Gulbenkian.
- Dagher, H., 2000. High performance wood composites for construction. *VII Ebramem*.
- Dinwoodie, J., 2000. *Timber: Its Nature and behaviour*. 2nd ed. s.l.:Van Nostrand Reinhold.
- Dourado, N., Pereira, F., de Moura, M. & Morais, J., 2011. Repairing wood beams under bending using carbon-epoxy composites. *Engineering Structures*, 1 September. pp. 342-350.
- Farahmand, B., 2001. *Fracture mechanics of metals, composites, welds, and bolted joints*. Nerwell, USA: Kluwer academic publishers.
- Faria, A. & Negrão, J., 2009. *Projecto de Estruturas de Madeira*. Porto: Publindústria.
- Fiorelli, J. & Dias, A. A., 2003. Analysis of strength and stiffness of timber beams reinforced with carbon fibre and glass fibre. *Materials Research*, Volume 6, pp. 193-202.

- García, P. d. I. R., Escamilla, A. C. & García, M. N. G., 2013. Bending reinforcement of timber beams with composite fibre and basalt fibre materials. *Elsevier*, pp. 528-236.
- Gentile, C., Svecova, D., Rizkalla, S. H. & ASCE, F., 2002. Timber beams strengthened with GFRP bars: development and applications. *Journal of composites for construction*, Volume 6, pp. 11-20.
- Gomes, J., 2004. *Mecânica dos sólidos e resistência dos materiais*. Porto: INEGI.
- Gonçalves, J., Moura, M., Castro, P. & Marques, A., 2000. Interface element including point-to-surface constraints for three-dimensional problems with damage propagation. *Engineering Computations: Int. J. Comp.-Aided Eng. Software*, Volume 7, pp. 28-47.
- Johns, K. C. & Lacroix, S., 2000. Composite reinforcement of timber in bending. *Canadian Journal of Civil Engineering*, pp. 899-906.
- Louzada, J. L. P. C. & Silva, M. E. C. M., 1997. *Página do Laboratório de Produtos Florestais*, Vila Real: UTAD.
- Morais, A., Moura, M., Gonçalves, J. & Camanho, P., 2002. Analysis of crack propagation in double cantilever beam tests of multidirectional laminates. *Elsevier*, pp. 641-652.
- Motlagh, Y., Gholipour, Y., Ebrahimi, G. & Hosseinalibeygi, M., 2008. Experimental and analytical investigations on flexural strengthening of old wood members in historical buildings with GFRP. *Journal of applied sciences*, pp. 3887-3894.
- Moura, M., Gonçalves, J., Marques, A. & Castro, P., 1997. Modeling compression failure after low velocity impact on laminated composites using interface elements. *Journal of Composite Materials*, Volume 31, pp. 1462-1479.
- Moura, M., Dourado, N. & Moraes, J., 2009. Crack equivalent based method applied to wood fracture characterization using the single edge notched-three point bending test. *Engineering Fracture Mechanics*, November, Volume 77, pp. 510-520.
- Moura, M. F., Moraes, A. & Magalhães, A., 2005. *Materiais Compósitos - Materiais, Fabrico e Comportamento mecânico*. Porto: Publindústria.
- Oliveira, J. M., Moura, M. F. & Moraes, J. J., 2009. Application of the end loaded split and single-leg bending tests to the mixed mode fracture characterization of wood. *Holzforschung*, pp. 597-602.
- Pereira, J. L., Xavier, J. & Moraes, J., 2003. Estudo por elementos finitos dum novo método para a determinação das propriedades mecânicas da madeira pinus pinaster ait. nas direcções perpendiculares ao grão. *VII Congresso Nacional de Mecânica Aplicada e Computacional*.
- Plevris, N. & Triantafillou, T. C., 1992. FRP-reinforced wood as structural material. *Journal of materials in civil engineering*, Volume 4, pp. 300-317.
- Prombut, P., Michel, L., Lachaud, F. & Barrau, J., 2006. Delamination of multidirectional composite laminates 0°/*° ply interfaces. *Elsevier*, 73(16), p. 2427-2442.
- Reis Gomes, C., 2010. *Mecânica das Estruturas (Apontamentos da disciplina)*. s.l.:s.n.
- Silva, L. F. M., Magalhães, A. G. & Moura, M. F., 2007. *Juntas adesivas estruturais*. Porto: Publindústria.
- Soriano, H. L., 2003. *Método de elementos finitos em análise de estruturas*. São Paulo: PUBLIFOLHA.

- Tascioglu, C. et al., 2002. Monitoring fungal degradation of E-glass/phenolic fiber reinforced polymer (FRP) composites used in wood reinforcement. *Elsevier*, pp. 157-165.
- Tingley, D. & Cegelka, S., 1996. High-strength fiber-reinforced plastic reinforced wood. *International wood engineering conference*, Volume 3, pp. 57-64.
- Triantafillou, T. C., 1998. Composites: A new possibility for the shear strengthening of concrete, masonry and wood. *Elsevier*, pp. 1285-1295.
- Triantafillou, T. C. & Deskovic, N., 1992. Prestressed FRP sheets as external reinforcement of wood members. *Journal of structural engineering*, Volume 118, pp. 1270-1284.

ANEXO A: Ficha técnica do adesivo Sikadur[®]-30

Sikadur®-30

Argamassa de epoxi para colagem de reforços estruturais

Descrição do produto

Sikadur®-30 é uma argamassa tixotrópica, adesiva, em dois componentes, baseada numa combinação de resinas epoxi e cargas especiais. Não contém solventes.

Utilizações

Adesivo para colagem de elementos de reforço, especialmente nos trabalhos de reforço estrutural, incluindo:

- Colagem de laminados Sika® CarboDur® a betão, alvenaria e madeira (consultar a respectiva Ficha de Produto).
- Colagem de chapas de aço a betão.

Características / Vantagens

- Fácil mistura e aplicação.
- Não necessita de primário.
- Elevada resistência à deformação sob carga permanente.
- Muito boa aderência a betão, alvenaria, pedra, aço, ferro fundido, alumínio, madeira e laminados Sika® CarboDur®.
- O endurecimento não é afectado pela humidade.
- Elevadas resistências mecânicas.
- Tixotrópico: não escorre quando aplicado na vertical ou em tectos.
- Endurece sem retracção.
- Componentes de cores distintas (para melhor controlo da mistura).
- Elevadas resistências mecânicas iniciais e finais.
- Elevada resistência à abrasão e ao impacto.
- Impermeável a líquidos e ao vapor de água.

Certificados / Boletins de ensaio

Deutsche Institut für Bautechnik Z-36.12-29, 2006: Autorização de utilização de Sika® Carbodur® na construção geral.

IBMB, TU Braunschweig, Boletim de ensaio nº 1871/0054, 1994: Ensaio de aprovação do adesivo epoxi Sikadur®-30.

IBMB, TU Braunschweig, Boletim de ensaio nº 1734/6434, 1995: Ensaio da argamassa epoxi de reperfilamento Sikadur®-41 em combinação com o adesivo epoxi Sikadur®-30 para a colagem de chapas de aço.

Em conformidade com a norma NP EN 1504-4.

Dados do produto

Aspecto / Cor

Componente A: branco.
Componente B: preto.
Mistura A+B: cinzento claro.

Fornecimento

Embalagens de 6 kg (A+B)

Armazenagem e conservação

O produto conserva-se durante 24 meses a partir da data de fabrico, na embalagem original não encetada, a temperaturas entre +5 °C e +30 °C. Armazenar em local seco e ao abrigo da luz solar directa.

Dados técnicos

Base química

Resina epoxi.



Massa volúmica	Mistura A+B (a +23 °C): 1,65 kg/dm³ ± 0,1 kg/dm³.																				
Escorrimento	Não escorre em superfícies verticais até espessuras de 3 – 5 mm (a +35 °C). (segundo a FIP – Fédération Internationale de Précontrainte)																				
Compressibilidade	4000 mm² a +15 °C, para 15 kg. (segundo a FIP – Fédération Internationale de Précontrainte)																				
Espessura da camada	Máximo 30 mm por camada. É possível a aplicação de várias camadas sobrepostas, desde que a anterior esteja suficientemente endurecida. Quando se utilizam várias embalagens, não misturar a embalagem seguinte até que a anterior seja completamente utilizada.																				
Alteração de volume	Retracção 0,04 %	(segundo a FIP – Fédération Internationale de Précontrainte)																			
Coeficiente de expansão térmica	Coeficiente W: 2,5 x 10 ⁻⁵ / °C		(intervalo de temperaturas de -20°C a +40°C)																		
Estabilidade térmica	<i>Temperatura de transição vítrea.</i> Segundo a FIP – Fédération Internationale de Précontrainte																				
	<table><tr><td>Tempo de cura</td><td>Temperatura</td><td>TG</td></tr><tr><td>7 dias</td><td>+ 45° C</td><td>+ 62° C</td></tr></table>			Tempo de cura	Temperatura	TG	7 dias	+ 45° C	+ 62° C												
Tempo de cura	Temperatura	TG																			
7 dias	+ 45° C	+ 62° C																			
	<i>Temperatura de transição por calor.</i> De acordo com ASTM-D-648																				
	<table><tr><td>Tempo de cura</td><td>Temperatura</td><td>TG</td></tr><tr><td>3 horas</td><td>+ 80° C</td><td>+ 53° C</td></tr><tr><td>6 horas</td><td>+ 60° C</td><td>+ 53° C</td></tr><tr><td>7 dias</td><td>+ 35° C</td><td>+ 53° C</td></tr><tr><td>7 dias</td><td>+ 10° C</td><td>+ 36° C</td></tr></table>			Tempo de cura	Temperatura	TG	3 horas	+ 80° C	+ 53° C	6 horas	+ 60° C	+ 53° C	7 dias	+ 35° C	+ 53° C	7 dias	+ 10° C	+ 36° C			
Tempo de cura	Temperatura	TG																			
3 horas	+ 80° C	+ 53° C																			
6 horas	+ 60° C	+ 53° C																			
7 dias	+ 35° C	+ 53° C																			
7 dias	+ 10° C	+ 36° C																			
Temperatura de serviço	-40 °C a + 45° C (cura >+ 23° C)																				
Propriedades físicas / Mecânicas																					
Resistência à compressão	(EN 196)																				
	<table><tr><td></td><td colspan="2">Temperatura de cura</td></tr><tr><td>Tempo de cura</td><td>+10 °C</td><td>+35 °C</td></tr><tr><td>12 horas</td><td>-</td><td>80 – 90 N/mm²</td></tr><tr><td>1 dia</td><td>50 – 60 N/mm²</td><td>85 – 95 N/mm²</td></tr><tr><td>3 dias</td><td>65 – 75 N/mm²</td><td>85 – 95 N/mm²</td></tr><tr><td>7 dias</td><td>70 – 80 N/mm²</td><td>85 – 95 N/mm²</td></tr></table>				Temperatura de cura		Tempo de cura	+10 °C	+35 °C	12 horas	-	80 – 90 N/mm²	1 dia	50 – 60 N/mm²	85 – 95 N/mm²	3 dias	65 – 75 N/mm²	85 – 95 N/mm²	7 dias	70 – 80 N/mm²	85 – 95 N/mm²
	Temperatura de cura																				
Tempo de cura	+10 °C	+35 °C																			
12 horas	-	80 – 90 N/mm²																			
1 dia	50 – 60 N/mm²	85 – 95 N/mm²																			
3 dias	65 – 75 N/mm²	85 – 95 N/mm²																			
7 dias	70 – 80 N/mm²	85 – 95 N/mm²																			

Resistência ao corte	Ruptura no betão (aprox. 15 N/mm ²) (FIP 5.15)	
	Temperatura de cura	
	Tempo de cura	+15 °C
		+35 °C
	1 dia	3 – 5 N/mm ²
	3 dias	13 – 16 N/mm ²
	7 dias	14 – 17 N/mm ²
	18 N/mm ² (7 dias, +23 °C) (segundo DIN 53283)	

Resistência à tracção	(DIN 53455)	
	Temperatura de cura	
	Tempo de cura	+15 °C
		+35 °C
	1 dia	18 – 21 N/mm ²
	3 dias	21 – 24 N/mm ²
	7 dias	24 – 27 N/mm ²
	26 – 31 N/mm ²	

Tensão de aderência	Sobre aço: (DIN EN 24624)
	> 21 N/mm ² (valor médio > 30 N/mm ²). Sobre a base correctamente preparada (decapada a jacto abrasivo ao grau Sa 2,5).
	Sobre betão (segundo a FIP- Fédération Internationale de Précontrainte) Ruptura coesiva no betão (> 4 N/mm ²).

Módulo de elasticidade E	À compressão : 9600 N/mm ² (a +23 °C).	(ASTM D695) (ISO 527)
	À tracção : 11200 N/mm ² (a +23 °C).	

Informação sobre o sistema

Estrutura do sistema	Sistema Sika® CarboDur®: Para pormenores de aplicação dos laminados Sika® CarboDur® com Sikadur®-30 consultar a Ficha de Produto dos laminados Sika® CarboDur®.
-----------------------------	---

Pormenores de aplicação

Qualidade da base	Conforme ficha de produto dos laminados Sika® CarboDur®.
--------------------------	--

Preparação da base	Conforme ficha de produto dos laminados Sika® CarboDur®.
---------------------------	--

Condições de aplicação/ Limitações

Temperatura da base	Mínima: +8 °C. Máxima: +35 °C.
----------------------------	--------------------------------

Temperatura ambiente	Mínima: +8 °C. Máxima: +35 °C.
-----------------------------	--------------------------------

Temperatura do material	Sikadur®-30 deve ser aplicado a temperaturas entre +8 °C e +35 °C.
--------------------------------	--

Humidade da base	≤ 4% de humidade residual.
	Método de ensaio: equipamento Sika® Tramex ou análogo.
	Isento de humidade ascendente segundo ASTM (folha polietileno).

Ponto de orvalho	A temperatura da base deve estar no mínimo 3 °C acima do ponto de orvalho, para reduzir o risco de condensação ou formação de bolhas no revestimento final.
-------------------------	---

Instruções de aplicação

Relação de mistura

Componente A : Componente B = 3 : 1 (partes em peso ou em volume).
Quando não se utilizam as embalagens completas é necessário assegurar a correcta dosagem de cada um dos componentes através de pesagem precisa.

Mistura



Adicionar todo o componente B ao componente A.
Misturar durante pelo menos 3 minutos com um misturador eléctrico de baixa rotação (máx. 600 rpm) até o material se apresentar com uma consistência

cremosa e cor uniforme. Evitar a introdução de ar durante a mistura.

Transferir a mistura para um recipiente limpo e misturar novamente durante cerca de 1 minuto. Misturar apenas a quantidade que vai ser utilizada dentro do tempo de vida útil do produto.

Aplicação

Consultar a ficha de produto dos laminados Sika® CarboDur®.

Limpeza de ferramentas

Limpar todas as ferramentas e equipamento com Solutivo de Limpeza Colma imediatamente após a utilização. Material curado/endurecido só pode ser removido mecanicamente.

Tempo de vida útil da mistura (potlife)

(Segundo a FIP – Fédération Internationale de Précontrainte)

Temperatura	+8 °C	+20 °C	+35 °C
Pot-life	Aprox. 120 min.	Aprox. 90 min.	Aprox. 20 min.
Tempo aberto	Aprox. 150 min.	Aprox. 110 min.	Aprox. 50 min.

O tempo de vida útil da mistura inicia-se no momento da mistura da resina com o endurecedor. É mais curto a temperaturas elevadas e mais longo a temperaturas baixas. Quanto maior a quantidade misturada, menor será o pot-life. Para se conseguir maior tempo de trabalhabilidade a altas temperaturas pode dividir-se a mistura em pequenas porções. Outra medida eficaz é o arrefecimento dos componentes antes da mistura (nunca abaixo de +5 °C).

Importante

■ As resinas Sikadur® são formuladas de forma a ter baixa fluência sob carga permanente. Contudo, devido ao comportamento à fluência de todos os materiais poliméricos sob carga, a carga a longo prazo do projecto estrutural deve ter em consideração a fluência. Geralmente a carga do projecto estrutural a longo prazo deve ser inferior a 20-25% da carga de rotura. Por favor consulte um engenheiro de estruturas para cálculo das cargas.

Nota

Todos os dados técnicos referidos nesta Ficha de Produto são baseados em ensaios laboratoriais. Resultados obtidos noutras condições podem divergir dos apresentados, devido a circunstâncias que não podemos controlar.



Risco e segurança

Medidas de segurança Para informações complementares sobre o manuseamento, armazenagem e eliminação de resíduos do produto consultar a respectiva Ficha de Dados de Segurança e o rótulo da embalagem.

"O produto está seguro na Cª Seguros XL Insurance Switzerland (Apólice nºCH00003018LI05A), a título de responsabilidade civil do fabricante".

A informação e em particular as recomendações relacionadas com aplicação e utilização final dos produtos Sika são fornecidas em boa fé e baseadas no conhecimento e experiência dos produtos sempre que devidamente armazenados, manuseados e aplicados em condições normais, de acordo com as recomendações da Sika. Na prática, as diferenças no estado dos materiais, das superfícies, e das condições de aplicação em obra, são de tal forma imprevisíveis que nenhuma garantia a respeito da comercialização ou aptidão para um fim em particular nem qualquer responsabilidade decorrente de qualquer relacionamento legal poderão ser inferidas desta informação, ou de qualquer recomendação por escrito, ou de qualquer outra recomendação dada. O produto deve ser ensaiado para aferir a adequabilidade do mesmo à aplicação e fins pretendidos. Os direitos de propriedade de terceiros deverão ser observados. Todas as encomendas aceites estão sujeitas às nossas condições de venda e de entrega vigentes. Os utilizadores deverão sempre consultar a versão mais recente da nossa Ficha de Produto específica do produto a que diz respeito, que será entregue sempre que solicitada.

Marcação CE

A Norma Europeia EN 1504-4 "Produtos e sistemas para a protecção e reparação de estruturas em betão – Definições, requisitos, controlo de qualidade e avaliação de conformidade – Parte 4: colagem estrutural" fornece especificações para produtos e sistemas utilizados como métodos para os vários princípios apresentados na EN 1504-9.

Os produtos que se encontram abrangidos por esta especificação necessitam de ter a marcação CE, de acordo com o Anexo ZA.1, Tabelas ZA.1a a ZA.1g, de acordo com o âmbito e cláusulas relevantes aí indicadas, e cumprir os requisitos do mandato da Directiva de Produtos da Construção (89/106).

Sika Portugal, SA
R. de Santarém, 113 Tel. +351 22 377 69 00
4400-292 V. N. Gaia Fax +351 22 370 20 12
Portugal www.sika.pt

